



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

**ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A
BIOMECHANIKY**

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

**NÍZKOCYKLOVÁ ŽIVOTNOST V PODMÍNKÁCH JADERNÉ
ENERGETIKY**

LOW CYCLE FATIGUE RESEARCH AND APPLICATION IN NUCLEAR INDUSTRY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Dominik Sehnal

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Jiří Hůlka, Ph.D.

BRNO 2019

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Student: **Bc. Dominik Sehnal**
Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství
Studijní obor: Inženýrská mechanika a biomechanika
Vedoucí práce: **Ing. Jiří Hůlka, Ph.D.**
Akademický rok: 2018/19

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Nízkocyklová životnost v podmínkách jaderné energetiky

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Využití digitální korelace obrazu při zkouškách nízkocyklové únavy materiálu je metodou nabízející nové možnosti měření deformace. Doposud však není známa metodologie, která by taková měření přetvoření upravovala.

Cíle diplomové práce:

- 1) Zpracování metodiky měření a vyhodnocení nízkocyklové únavy s použitím digitální korelace obrazu.
- 2) Kalibrace Chabocheho modelu materiálu.
- 3) Numerická verifikace vybraných experimentů při použití soudobých výpočetních postupů.
- 4) Porovnání výsledků získaných z odlišné geometrie zkušebních těles.

Seznam doporučené literatury:

NTD A.S.I., Sekce IV. Hodnocení zbytkové životnosti zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER. Asociace strojních inženýrů, Praha, Brno 2016, ev.č. 1

VLK, M.: Dynamika pevnost a životnost, VUT v Brně, Fakulta strojníúnor 1992, ISBN 80-214-0427-2

YAO, J.T.P., MUNSE, W.H.: Low cycle fatigue of metals literature review. University of Illinois, June 1962

VEJVODA, S.: Metodika hodnocení konstrukcí na únavu při opakovaném zatěžování, Vítkovice ÚAM Brno, Arch č. 2331/96, červen Brno 1996

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2018/19

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Prodloužení životnosti jaderných zařízení tkví v hledání projektových rezerv. Tato práce se zabývá hodnocením nízkocyklové životnosti jaderných zařízení typu VVER a posouzením vlivu úrovně výpočtového modelu. V rámci práce jsou provedeny únavové zkoušky austenitické oceli s využitím optické metody digitální korelace obrazu, pro které je navržen a použit postup vyhodnocování. Ze získaných dat jsou kalibrovány modely plasticity s kinematickým (Chaboche) a kombinovaným zpevněním (Chaboche, Voce). Následně je určena životnost zkušebního tělesa pomocí výpočtového modelování pro různé modely materiálu. Z porovnání výsledků únavových zkoušek s výpočtem jsou stanoveny modely materiálu vhodné pro popis únavové životnosti a oblast jejich platnosti.

ABSTRACT

Fatigue life extension of nuclear powerplants lies in the search for project reserves. This work deals with the evaluation of low-cycle fatigue of nuclear installations of the VVER type and the assessment of the influence of the computational model level. Fatigue tests of austenitic steel using optical method of digital image correlation for which the evaluation procedure is designed and used is performed. Selected model of plasticity with kinematic (Chaboche) and combined hardening (Chaboche, Voce) are calibrated from the obtained data. Subsequently, the durability of the test specimen is determined by computational modeling for different material models. From the comparison of the results of fatigue tests with the calculation, the material models suitable for the description of fatigue life and their validity are determined.

KLÍČOVÁ SLOVA

Únava materiálu, nízkocyklová životnost, NCÚ, kinematické zpevnění, izotropní zpevnění, model materiálu Chaboche, model materiálu Voce, plasticita, jaderná energetika, DIC, digitální korelace obrazu

KEYWORDS

Fatigue life, low-cycle fatigue, LCF, kinematic hardening, isotropic hardening, material model of nonlinear kinematic hardening, Chaboche, material model of nonlinear isotropic hardening, Voce, plasticity, nuclear industry, DIC, Digital Image Correlation

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

SEHNAL, Dominik. *Nízkocyklová životnost v podmínkách jaderné energetiky*. Brno, 2019. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/117455>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky. Vedoucí práce Jirí Hůlka.

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma „Nízkocyklová životnost v podmínkách jaderné energetiky“ vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který tvoří přílohu této práce.

24. května 2019

.....
Dominik Sehnal

PODĚKOVÁNÍ

Rád bych poděkoval svému vedoucímu diplomové práce Ing. Jiřímu Hůlkovi, Ph.D. za vedení, odbornou pomoc a cenné rady při zpracovávání této práce.

OBSAH

ÚVOD	1
1 PROBLÉMOVÁ SITUACE	2
1.1 Formulace problému	2
1.2 Cíle práce	2
2 ÚNAVA MATERIÁLU	3
2.1 Cyklické zatížení	4
2.2 Stadia únavového procesu	5
2.3 Chování cyklicky zatěžovaného materiálu	5
2.4 Křivky únavové životnosti	8
3 HODNOCENÍ NÍZKOCYKLOVÉ ŽIVOTNOSTI Z HLEDISKA ÚNAVOVÉHO PORUŠENÍ	10
3.1 Vliv asymetrie cyklu deformace	10
3.2 Vliv asymetrie cyklu napětí	10
3.3 Konstrukční křivky životnosti	11
3.4 Další podstatné vlivy	12
3.5 Kumulace poškození	13
3.6 Postup hodnocení nízkocyklové únavy	13
4 MĚŘENÍ NÍZKOCYKLOVÉ ÚNAVY S VYUŽITÍM MĚŘÍCÍ METODY DIGITÁLNÍ KORELACE OBRAZU	15
4.1 Normované zkoušky NCÚ	15
4.2 Digitální korelace obrazu	16
4.3 Experimentální měření	17
4.4 Zpracování měřených dat	22
4.5 Výsledky měření	31
5 MODEL MATERIÁLU	37
5.1 Inkrementální teorie plasticity	37
5.2 Modely izotropního zpevnění	39
5.3 Modely kinematického zpevnění	41
5.4 Volba modelu materiálu	43
5.5 Kalibrace modelu kinematického zpevnění Chaboche	44
5.6 Kalibrace kombinovaného modelu zpevnění Chaboche, Voce	48
5.7 Verifikace kalibrovaných modelů	51
6 HODNOCENÍ ÚNAVOVÉ ŽIVOTNOSTI	56
6.1 Výpočet MKP	56
6.2 Výpočet nízkocyklové únavy	58
6.3 Porovnání výsledků	59
6.4 Vliv součinitelů bezpečnosti	64

ZÁVĚR	66
SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ	69
SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK	72
SEZNAM OBRÁZKŮ	73
SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ	76
PŘÍLOHY	78
Kontrola nástřiku zkušebních těles	78
Data z měření NCÚ	79
Kontrola teploty	80
Přepočtové polynomy	81
Porovnání výsledků hodnocení nízkocyklové únavy s experimentem	82

ÚVOD

Česká republika disponuje dvěma jadernými elektrárnami (Dukovany, Temelín) o 6 jaderných blocích ruského typu VVER (vodovodní energetický reaktor). Tato technická díla generují ročně zhruba 1/3 celkové tuzemské elektrické energie. Jedná se o nepostradatelné zdroje energie, jejichž provoz vyžaduje neustálou údržbu a kontrolu. Vlivem provozních podmínek dochází k namáhání zařízení, jehož funkčnost a bezpečnost musí být neustále zaručena. Hodnocením a kontrolou jaderných elektráren typu VVER se zabývá norma NTD A.S.I.

Nedílnou součástí této normy je hodnocení únavové životnosti kovových konstrukcí. Na základě postupu hodnocení se provádí predikce vzniku defektů vlivem cyklického zatížení. Konstrukce musí splňovat přísné bezpečnostní požadavky. V oblasti únavové životnosti je pro vybraná kritická místa na zařízení kontrolována kumulace poškození, udávající míru čerpání životnosti. Na základě hodnoty této veličiny je pak možné provádět kontroly, plánovat rekonstrukce a opravy.

Kumulace poškození je veličina získaná výpočtovým modelováním. Kvalita výpočtu závisí na úrovni modelu, který by měl ideálně zahrnovat všechny podstatné vlivy. Zpřesnění popisu podstatných vlivů, jeho začlenění do výpočtů a následně do normy je zájmem současného vývoje a výzkumu v oblasti hodnocení životnosti jaderných zařízení.

1 PROBLÉMOVÁ SITUACE

V současné době je v České republice v oblasti jaderné energetiky řešen problém blížícího se konce únavové životnosti některých technických zařízení. Konkrétně se jedná o jaderné bloky, jejichž novou výstavbu nelze realizovat v krátkém časovém úseku. To je důvodem pro hledání projektových rezerv zařízení a přehodnocení nejen únavové životnosti za pomoci přesnějšího popisu z pohledu modelů materiálu, ale i limit jejich použití při vyhodnocování.

Jednou z možností je doměření a zpřesnění materiálových charakteristik a modelů materiálu pro zvýšení přesnosti popisu chování, které slouží jako vstupní údaje pro pevnostní výpočty. Doposud používané modely materiálů jsou vytvořené na základě konvenčních normovaných zkoušek materiálů. Dnešní doba nabízí díky významnému pokroku v laboratorní a zkušební technice nové možnosti při získávání dat. Jednou z poměrně nových technik je digitální korelace obrazu (DIC), která umožňuje měření deformací i v místech obtížně dostupných pro konvenční metody měření deformací.

1.1 Formulace problému

Provedení únavových zkoušek na vzorcích z austenitické oceli, s využitím měřicí metody DIC. Zpracování a vyhodnocení měření, vytvoření modelu materiálu a verifikace modelu s použitím soudobých výpočetních postupů.

1.2 Cíle práce

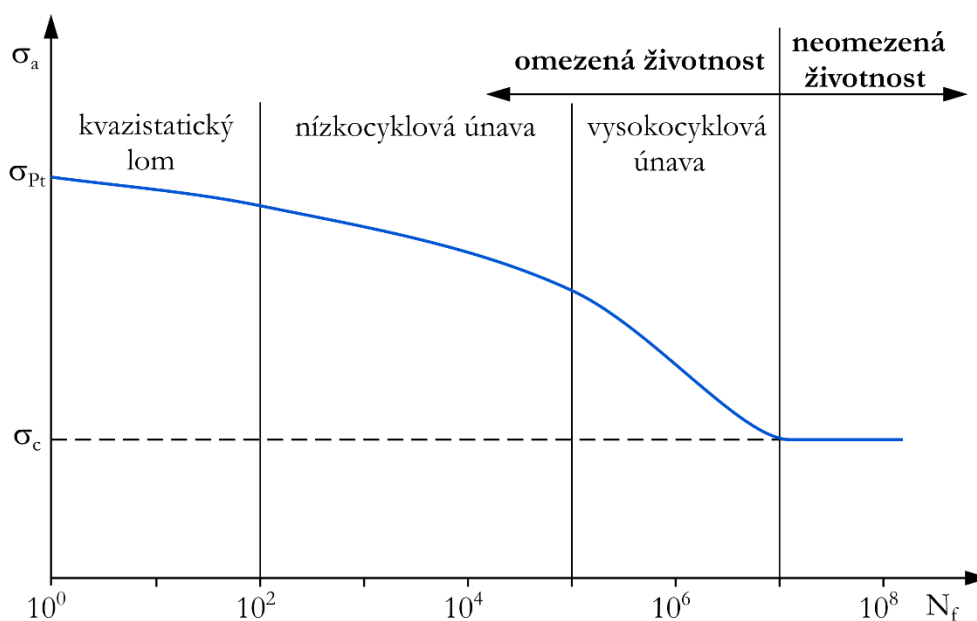
- Návrh experimentů
- Zpracování naměřených dat ze zkoušek nízkocyklové únavy (NCÚ).
- Zjištění parametrů křivek životnosti pro hodnocení a kontrolu životnosti z hlediska odolnosti proti únavovému poškození.
- Kalibrace modelu plastického chování materiálu.
- Určení životnosti zkušebního vzorku pomocí výpočtového modelování.
- Srovnávací analýza výsledků z výpočtového modelování s experimentálními daty.

2 ÚNAVA MATERIÁLU

Problematika únavy materiálu je objektem zkoumání již od 30. let 19. století. Tehdy německý inženýr Wilhelm Albert (1787 – 1846), pracující v těžebním průmyslu, pozoroval porušování řetězů těžebních věží. Zjistil, že k porušení součásti nedochází občasným přetížením, ale porušení je závislé na počtu opakování zátěžných cyklů [1]. S nástupem průmyslové revoluce na počátku 19. století dochází u vlakových náprav, mostů a kolejnic k porušování vlivem opakovaného cyklického zatížení. Důsledkem toho je požadavek laboratorních experimentů, které by vedly k popisu chování cyklicky zatěžovaných součástí a predikci únavového porušení [2]. První experimenty založené na systematickém výzkumu provedl německý železniční inženýr August Wöhler (1819 – 1914), přičemž zformuloval empirické závěry platné dodnes. Jedním z nich je znázornění výsledků z experimentů do grafu se souřadnicemi napětí a počet cyklů. Tato závislost je dodnes využívána pod názvem Wöhlerova křivka nebo také S–N křivka (*Obrázek 2.1*) [3].

Únava materiálu je proces, při kterém dochází k degradaci materiálových vlastností a následnému porušení spojitosti součásti, vlivem cyklického zatěžování. Charakteristické pro tento proces je nepoměr mezi maximální hodnotou cyklického zatížení a statickou pevností daného materiálu. Statická pevnost je výrazně vyšší [2].

Z hlediska závislosti délky únavové životnosti (počtu cyklů do dosažení mezního stavu) na amplitudě zatížení je životnost pro oceli rozlišena na oblast nízkocyklové únavy 10^2 až 10^5 cyklů a oblast vysokocyklové únavy 10^5 až 10^7 cyklů. Hranice těchto oblastí nejsou striktně určené. Souvisejí s mírou rozsahu plastické deformace, která je dominantní v oblasti nízkocyklové únavy. U ocelí se v případě únavové životnosti delší než 10^7 cyklů používá pojem neomezená životnost. Amplituda napětí odpovídající takové životnosti má označení mez únavy σ_c , nad jejíž hodnotou je životnost označena jako neomezená [4].



Obrázek 2.1: S-N křivka – Oblasti únavové životnosti

2.1 Cyklické zatížení

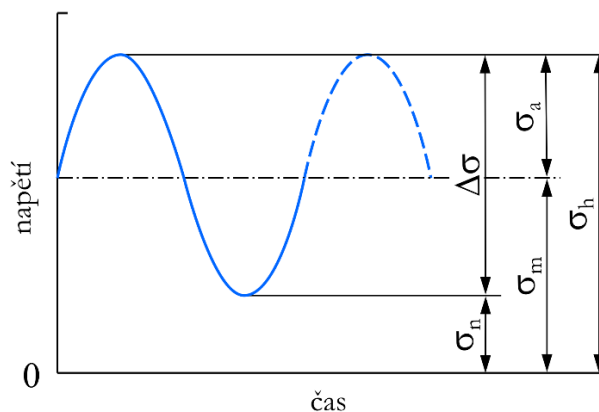
Cyklické zatížení je v čase proměnný průběh napětí (přetvoření), který má obecně stochastický charakter. Ten se nejčastěji znázorňuje souborem harmonických kmitů (Obrázek 2.2) a je popsán veličinami [5]:

σ_h ... horní napětí cyklu
(maximální hodnota napětí)

σ_n ... dolní napětí cyklu
(minimální hodnota napětí)

σ_m ... střední napětí

$\Delta\sigma$... rozkmit napětí

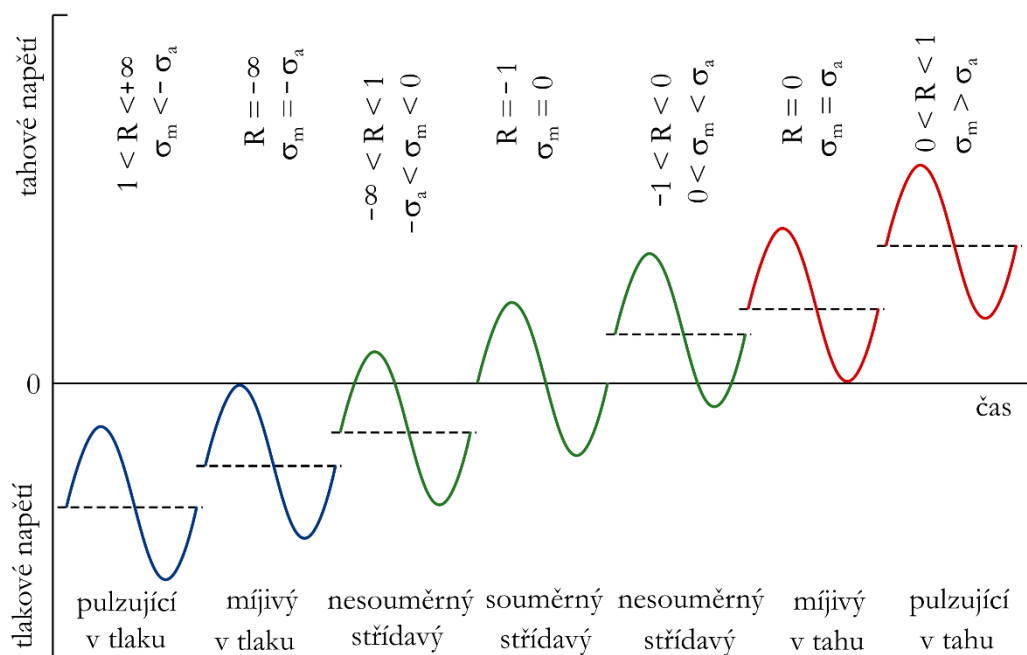


Obrázek 2.2: Popis veličin zátěžového cyklu

Zátěžné cykly lze jednoznačně určit pomocí dvojice veličin σ_a , σ_m nebo σ_h , σ_n . V souvislosti s popsáním cyklu pouze jedním parametrem je zaveden parametr asymetrie cyklu R (napět'ový součinitel) udávající hodnotu podílu dolního napětí cyklu σ_n ku hornímu napětí cyklu σ_h .

$$R = \frac{\sigma_n}{\sigma_h} \quad (2.1)$$

Podle hodnoty středního napětí σ_m nebo parametru R jsou zátěžné cykly rozděleny na různé typy, jak je znázorněno, viz Obrázek 2.3.



Obrázek 2.3: Typy zátěžných cyklů

V praxi se při experimentálním měření používají zpravidla dva typy cyklického zatěžování. Deformační (tvrdé) zatěžování, kdy řízenou proměnnou v čase je přetvoření s konstantní amplitudou, a silové (měkké) zatěžování řízené silou. Pojem přetvoření je ekvivalentem pojmu měrná deformace. Obě tyto veličiny jsou bezrozměrné a vyjadřují míru deformace.

Při experimentálním měření je sinusový průběh zatížení (*Obrázek 2.2*) používán v oblasti vysokocyklové únavy. V nízkocyklové oblasti mívá zátěžný cyklus při standardních zkouškách pilovitý charakter. Tvar cyklu je ovšem dán možnostmi zátěžného stroje.

2.2 Stadia únavového procesu

Únavový proces je nevratný děj, v jehož průběhu opakovaně dochází k makroplastickým deformacím. Kumulace těchto deformací vede ke vzniku trhlin a končí lomem. V rámci celého procesu je možné popsat tři stadia, která se vzájemně přesahují [5].

- a) Stadium změn mechanických vlastností
Vlivem pohybu dislokací dochází ke změně struktury v celém objemu materiálu. Následkem toho dochází k cyklickému zpevňování nebo změkčování [2].
- b) Stadium nukleace mikrotrhliny
Zpravidla dochází na volném povrchu a týká se malé oblasti, ve které dochází k nárůstu plastické deformace [5].
- c) Stadium růstu trhliny
Šíření apriorní vady typu trhliny až do konečného lomu [5].

První dvě stadia únavového procesu analyticky popisuje nízkocyklová a vysokocyklová únava, jejichž hranice se stadiem růstu trhliny je určena smluvně. V normě ČSN 42 0363 [6] a NTD A.S.I. Sekce V [7] je tato hranice udána velikostí trhliny 1 mm. Stadiem růstu únavové trhliny se zabývá lomová mechanika.

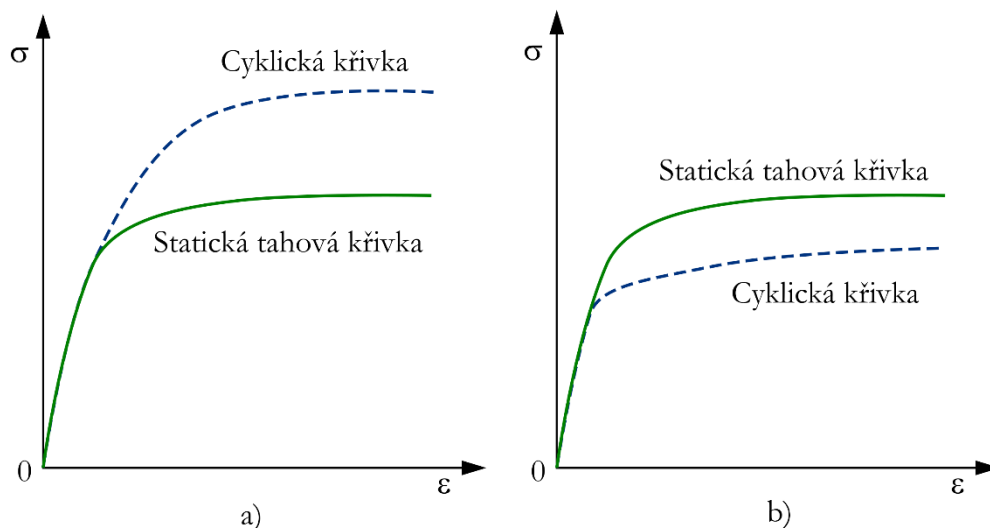
2.3 Chování cyklicky zatěžovaného materiálu

V průběhu prvních zátěžných cyklů dochází vlivem pohybu dislokací ke změnám mechanických vlastností materiálu. Materiál zatěžovaný nad mezí kluzu (oblast nízkocyklové únavy) může vykazovat druhy chování jako je cyklické změkčení/zpevnění, Bauschingerův efekt, Masingovo chování nebo ratcheting. Základní charakteristiky používané pro popis cyklického chování materiálu jsou hysterezní smyčky (HS) a cyklická deformační křivka (CDK). Hysterezní smyčka zobrazuje závislost napětí na přetvoření v rámci jednoho zatěžovacího cyklu při dané zatěžovací hladině. Cyklická deformační křivka v souřadnicích napětí – přetvoření představuje křivku procházející body zvratu saturovaných hysterezních smyček. Pojem saturovaná nebo též přizpůsobená hysterezní smyčka je chápána jako HS z ustálené oblasti životnosti entity. Obecně je možné brát saturovanou HS z cyklu v polovině životnosti součásti ($N_f/2$) [6].

Cyklické změkčení/zpevnění

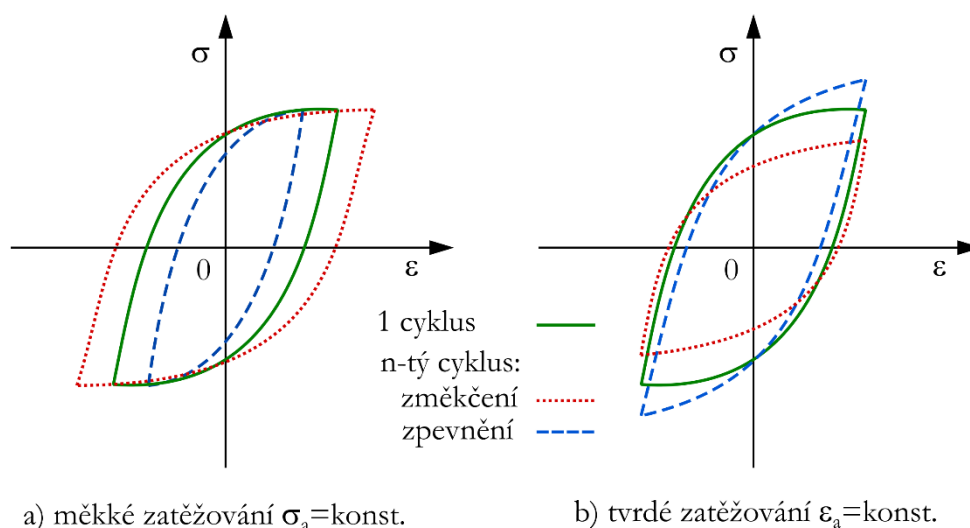
Materiál cyklicky zpevňující/změkčující znamená, že v průběhu cyklického zatěžování klade materiál větší/menší odpor vůči deformaci. Zjištění tohoto chování je proveditelné na základě porovnání statické tahové křivky s CDK. Pokud se CDK nachází

pod statickou tahovou křivkou, jedná se o cyklické změkčení (Obrázek 2.4b). V opačném případě se jedná o cyklické zpevnění (Obrázek 2.4a) [5]. Statickou tahovou křivku lze též nahradit prvním $\frac{1}{4}$ cyklem únavové zkoušky.



Obrázek 2.4: Cyklické zpevnění (a), změkčení (b) materiálu

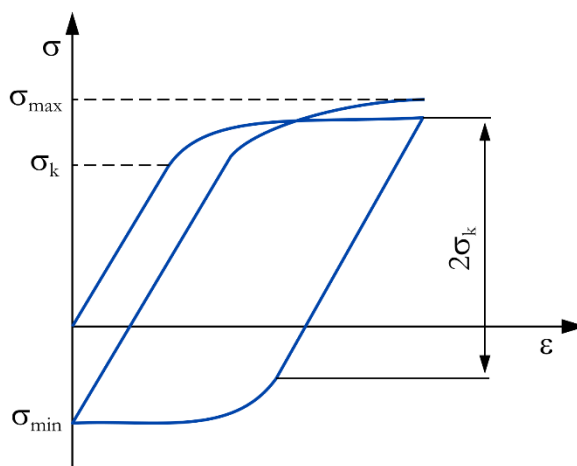
Další možností pro získání informace o změně vlastností materiálu je vzájemné porovnání hysterezních smyček z průběhu životnosti vůči smyčce prvního zátěžného cyklu. Pro měkké zatěžování platí, že materiál cyklicky zpevňuje při poklesu amplitudy přetvoření, a cyklicky změkčuje, vykazuje-li amplituda přetvoření nárůst v průběhu prvních cyklů. Při tvrdém zatěžování je charakteristický nárůst amplitudy napětí pro materiál cyklicky zpevňující a její pokles pro materiál cyklicky změkčující (Obrázek 2.5) [2].



Obrázek 2.5: Hysterezní smyčky pro tvrdé a měkké zatěžování

2.3.1 Bauschingerův efekt

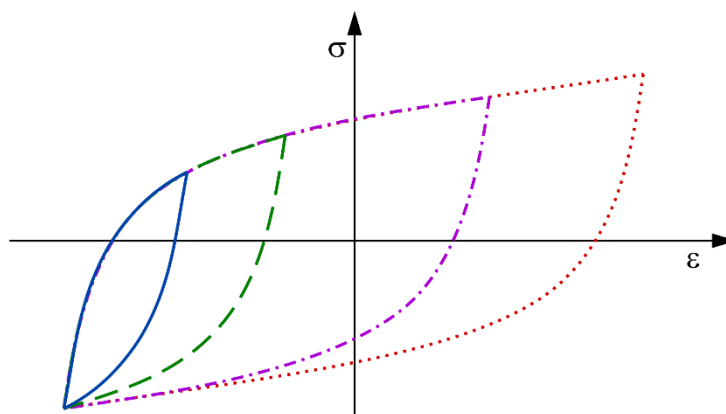
Představuje známý jev popisující skutečnost, že v důsledku plastické deformace vzorku v jednom směru se při odlehčení vzorku (zatížení ve směru opačném) chová materiál elasticky pouze do poklesu napětí z maximální hodnoty na dvojnásobek meze kluzu (Obrázek 2.6). Maximální napětí cyklu σ_{max} je větší než minimální napětí cyklu σ_{min} . Důsledkem Bauschingerova efektu je monotónní nárůst středního napětí σ_m a neuzavřená hysterezní smyčka [8].



Obrázek 2.6: Znáznornění Bauschingerova efektu při mívivém zatěžovacím cyklu ($R = 0$)

2.3.2 Masingovo chování

Jestliže mez kluzu není závislá na amplitudě zatížení, pak materiál vykazuje Masingovo chování. U takového materiálu nedochází v průběhu zatěžování ke změně meze kluzu. Znáznornění Masingova chování je patrné při sjednocení hysterezních smyček v bodech dolní úvratě, kdy se jednotlivé tahové zátěžné větve hysterezních smyček překrývají (Obrázek 2.7).



Obrázek 2.7: Znáznornění Masingova chování [8]

2.3.3 Ratcheting

V případě měkkého zatěžování cyklem s $\sigma_m > 0$, vzniká v průběhu zatěžování monotónně rostoucí plastické přetvoření. Označením takového chování je cyklické tečení, neboli ratcheting [2].

2.4 Křivky únavové životnosti

Jak bylo výše zmíněno, první dvě stadia únavového procesu jsou popsány analytickými vztahy pro oblasti nízkocyklové a vysokocyklové únavy. Tyto vztahy jsou nazývány křivky únavové životnosti. Oblast nízkocyklové únavy vyjadřuje závislost amplitudy přetvoření na počtu cyklů lomu $\varepsilon_{at} = f(N_f)$. Oblast vysokocyklové únavy je popsána závislostí amplitudy napětí na počtu cyklů do lomu $\sigma_a = f(N_f)$.

2.4.1 Nízkocyklová únava

Křivky únavové životnosti v oblasti nízkocyklové únavy vyjadřují závislost počtu cyklů do lomu N_f na amplitudě celkového přetvoření ε_{at} [9]. Amplitudu celkového přetvoření ε_{at} lze vyjádřit jako součet elastické ε_{ae} a plastické ε_{ap} amplitudy přetvoření (2.2). Obvykle se tyto závislosti zobrazují v logaritmických souřadnicích.

$$\varepsilon_{at} = \varepsilon_{ae} + \varepsilon_{ap} \quad (2.2)$$

Elastická složka přetvoření je popsána Basquinovým vztahem (2.3), který je podělen modulem pružnosti v tahu E . V tomto vztahu představuje σ'_f součinitel únavové pevnosti a b exponent únavové pevnosti.

$$\varepsilon_{ae} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.3)$$

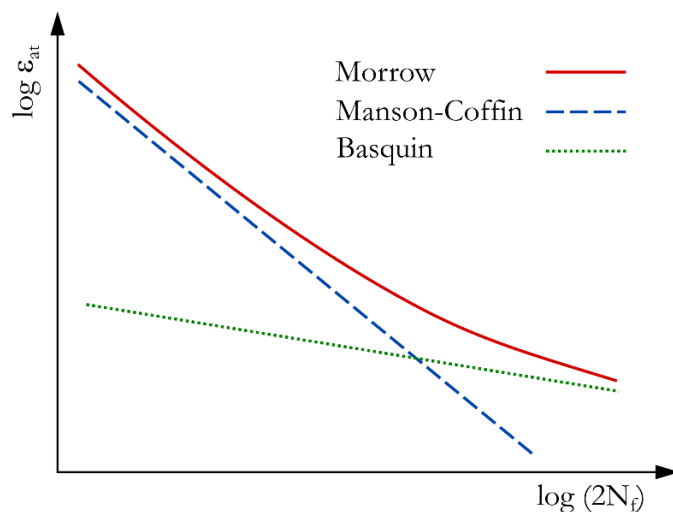
Plastická složka je vyjádřena vztahem známým pod názvem vztah Manson – Coffin (2.4). ε'_f se nazývá součinitel únavové tažnosti a c exponent únavové tažnosti.

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.4)$$

Morrow zkombinoval vztahy (2.3) - (2.4) a získal závislost pro popis amplitudy celkové deformace v závislosti na N_f , přesněji $2N_f$ [10].

$$\varepsilon_{at} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.5)$$

K získání konstant σ'_f , b , ε'_f , c je třeba provést experimentální měření, tzv. únavové zkoušky.



Obrázek 2.8: Křivky únavové životnosti – nízkocyklová únava

Jinou rovnicí únavové životnosti je rovnice typu Langer [9]. Jedná se o vyjádření rovnice (2.2) pomocí materiálových charakteristik získaných ze statické tahové zkoušky. Detailní popis je uveden v [11]. Plastická složka je v rovnici typu Langer dána vztahem (2.6), kde Z je kontrakce při přetržení vzorku, m exponent a ε_f logaritmická tažnost, kterou je možno vyjádřit pomocí kontrakce Z .

$$\varepsilon_{ap} = \frac{\varepsilon_f}{2(4N_f)^m} = \frac{1}{2(4N_f)^m} \ln \frac{100}{100 - Z} \quad (2.6)$$

Elastická složka je vyjádřena hodnotou meze únavy σ_c podělenou modulem pružnosti v tahu E (2.7). Při neznámé hodnotě σ_c je tato hodnota vypočtena empirickými vztahy se závislostí na mezi pevnosti R_m [11].

$$\varepsilon_{ae} = \frac{\sigma_c}{E} \quad (2.7)$$

Po dosazení jednotlivých složek (2.6) - (2.7) do vztahu (2.2) získáme výslednou rovnici typu Langer.

$$\varepsilon_{at} = \frac{1}{2(4N_f)^m} \ln \frac{100}{100 - Z} + \frac{\sigma_c}{E} \quad (2.8)$$

2.4.2 Vysokocyklová únava

V oblasti vysokocyklové únavy je součást zatěžována pod mezí kluzu. Nedochází k velkým plastickým deformacím. Křivky únavové životnosti popisují počet cyklů do lomu N_f v závislosti na amplitudě napětí σ_a . Používá se Wöhlerova křivka (2.9) charakterizující oblast omezené životnosti (*Obrázek 2.1*). Oblast neomezené životnosti popisuje materiálový parametr σ_c .

$$\sigma_a = A(N_f)^B \quad (2.9)$$

Konstanty A, B jsou určovány experimentálně pro konkrétní typ zátěžného cyklu.

3 HODNOCENÍ NÍZKOCYKLOVÉ ŽIVOTNOSTI Z HLEDISKA ÚNAVOVÉHO PORUŠENÍ

V této kapitole jsou prezentovány postupy a výpočtové vztahy zahrnuté v normě NTD A.S.I Sekce III: Hodnocení pevnosti zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER [11]. V případě hodnocení součásti na nízkocyklovou únavu je třeba znát časový průběh přetvoření nebo napětí v nejzatíženějších místech. Jedná se převážně o místa s nespojitým tvarem nebo zatížením. Napětí (přetvoření) v posuzovaném místě vyjadřuje tenzor napětí T_σ (přetvoření T_ϵ). Protože je chování materiálu experimentálně popsáno zkouškami nejčastěji při jednoosém zatěžování, je nutné použít redukovaná napětí (σ) nebo přetvoření (ϵ). Tyto veličiny pak vstupují do rovnic konstrukčních křivek životnosti. Pro případ výpočtů zbytkové životnosti dle [11] se upřednostňuje hypotéza maximálních smykových napětí [9].

Norma NTD A.S.I. Sekce III vychází z rovnic křivek únavové životnosti typu Morrow (2.5) a Langer (2.8), v nichž jsou zahrnuty některé podstatné vlivy na únavovou životnost uvedené níže.

3.1 Vliv asymetrie cyklu deformace

Tento vliv se projevuje v oblasti nízkocyklové únavy pro velmi nízké počty cyklů [9]. V rovnici typu Langer (2.8) [11] je upravena plastická složka přetvoření rozšířená na tvar:

$$\epsilon_{ap} = \frac{1}{2(4N_f)^m} \left(\epsilon_f - \left(\epsilon_t^{max} - \frac{\sigma_k}{E} \right) \right) = \frac{e_c}{(4N_f)^m} \quad (3.1)$$

kde ϵ_t^{max} vyjadřuje nejvyšší hodnotu celkového přetvoření dosaženou v průběhu cyklického zatěžování, σ_k je mez kluzu daného materiálu a e_c je dáno vztahem (3.2).

$$2e_c = \left(\epsilon_f - \left(\epsilon_t^{max} - \frac{\sigma_k}{E} \right) \right) \quad (3.2)$$

V rovnici typu Morrow (2.5) není přímo uvažován vliv středního přetvoření ϵ_m , ale vliv jednosměrného kumulovaného plastického přetvoření. Plastická složka amplitudy přetvoření je uvedena ve tvaru [9]:

$$\epsilon_{ap} = (\epsilon'_f - 0,35\epsilon_p^{max})(2N_f)^c \quad (3.3)$$

kde ϵ_p^{max} je maximální hodnota plastického přetvoření v průběhu zatěžovacího cyklu.

3.2 Vliv asymetrie cyklu napětí

Vliv asymetrie cyklu napětí se výrazně projevuje v oblasti nad 10^5 cyklu [9]. Pro oblast nízkocyklové únavy je tedy zanedbatelný, ovšem je zohledněn v normě [11] z důvodů platnosti vztahů i pro oblast vysokocyklové únavy.

Rovnice typu Langer pro střídavý symetrický cyklus má elastickou složku vyjádřenou vztahem (2.7). Jeho úprava se zahrnutím vlivu asymetrie cyklu napětí je funkcí N_f [11].

$$\varepsilon_{ae} = \frac{R_m}{(4N_f)^{m_e} + \frac{1+R}{1-R}} \quad (3.4)$$

Rovnice typu Morrow využívá modifikaci uvedenou v rovnici (3.5) pro případ zatěžování cyklem s nenulovou hodnotou středního napětí [9].

$$\varepsilon_{ae} = \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} (2N_f)^b \quad (3.5)$$

3.3 Konstrukční křivky životnosti

Konstrukční křivky životnosti vyjadřují závislost dovolené amplitudy redukovaného fiktivního napětí $[\sigma_{aF}]$ na dovoleném počtu cyklů do iniciace trhliny $[N_0]$ reálných konstrukcí.

$$[\sigma_{aF}] = E(\varepsilon_{at}) = E(\varepsilon_{ap}) + E(\varepsilon_{ae}) = f([N_0]) \quad (3.6)$$

Je nutné zdůraznit vztah mezi N_f a N_0 . Doposud byl pro únavové křivky životnosti uváděn počet cyklů do lomu N_f . Předpokládá se, že u zkušebních těles je počet cyklů pro šíření trhliny zanedbatelně malý v porovnání s počtem cyklů do iniciace. Tedy počet cyklů do lomu N_f zkušebního vzorku je srovnatelný s počtem cyklů do iniciace trhliny N_0 reálné součásti [9], [11]. Konstrukční křivky životnosti slouží k výpočtům únavové životnosti reálných konstrukcí. Proto na pravé straně rovnic vystupuje N_0 , které je ovšem (na základě uvedeného předpokladu) ekvivalentní s N_f experimentálně zjištěných křivek životnosti.

Konstrukční křivky životnosti vychází z únavových křivek životnosti, avšak kromě výše uvedených vlivů asymetrie zátěžného cyklu (kapitola 3.1, 3.2) zahrnují i vliv svaru, ozáření a korozního prostředí. Tyto vlivy snižují odolnost základního materiálu a jsou obsaženy v komplexním součiniteli snížení pevnosti při únavě φ_s . Zohledněn je také rozptyl experimentálních dat [9].

Experimentálně určená křivka únavové životnosti se stanovuje s pravděpodobností 50 %, že nedojde k porušení. Rozptyl experimentálních dat je zohledněn součiniteli bezpečnosti vůči deformaci n_σ a vůči počtu cyklů n_N , které pro pravděpodobnost porušení 97 % (dolní obálka únavové křivky životnosti) nabývají hodnot $n_\sigma = 2$ a $n_N = 10$ [9], [11]. V konstrukčních křivkách životnosti se součinitelé n_σ , n_N neuvažují současně.

3.3.1 Konstrukční křivka životnosti typu Langer

Tento typ konstrukční křivky vyhodnocuje životnost na základě charakteristik materiálu zjištěných ze statické tahové zkoušky. Vychází ze vztahu (2.8) rozšířeného o vliv asymetrie cyklu (3.1), (3.4) se zahrnutím součinitelů φ_s , n_σ a n_N . Za dovolenou hodnotu $[N_0]$ nebo $[\sigma_{aF}]$ se považuje menší vypočtená hodnota z následujících vztahů. Platnost těchto vztahů je pro tvrdé zatěžování do $[N_0] \leq 10^7$. [11]

$$\frac{[\sigma_{aF}]}{\varphi_s} = \frac{E e_c}{n_\sigma (4[N_0])^m} + \frac{\sigma_{FR}}{n_\sigma \left[(4[N_0])^{m_e} + \frac{1+R}{1-R} \right]} \quad (3.7)$$

$$\frac{[\sigma_{aF}]}{\varphi_s} = \frac{E e_c}{(4n_N[N_0])^m} + \frac{\sigma_{FR}}{(4n_N[N_0])^{m_e} + \frac{1+R}{1-R}} \quad (3.8)$$

Exponenty (m , m_e), součinitelé (φ_s , n_σ , n_N) a napětí σ_{FR} se určí dle normy [11] z materiálových charakteristik získaných statickou tahovou zkouškou (R_e, R_m, Z, E).

3.3.2 Konstrukční křivka životnosti typu Morrow

Konstrukční křivka pro oblast nízkocyklové únavy s platností pro tvrdé zatěžování. Vychází ze vztahů (3.3), (3.5). Zahrnuje stejné součinitele, jako předešlá konstrukční křivka. Za dovolenou hodnotu $[N_0]$ nebo $[\sigma_{aF}]$ se považuje menší vypočtená hodnota z obou vztahů.

$$\frac{[\sigma_{aF}]}{\varphi_s} = \frac{E(\varepsilon'_f - 0,35(\varepsilon_{p\max}))}{n_\sigma(2N_0)^{-c}} + \frac{\sigma'_f - (\sigma_m)}{n_\sigma} (2[N_0])^b \quad (3.9)$$

$$\frac{[\sigma_{aF}]}{\varphi_s} = \frac{E(\varepsilon'_f - 0,35(\varepsilon_{p\max}))}{(2n_N[N_0])^{-c}} + (\sigma'_f - (\sigma_m))(2n_N[N_0])^b \quad (3.10)$$

Součinitelé (φ_s , n_σ , n_N) se stanovují dle normy [11]. Experimentálně zjištěné konstanty σ'_f , b , ε'_f , c jsou pro konkrétní materiály uvedeny v normě [11] nebo je možné použít tyto konstanty provedením nových experimentálních zkoušek.

3.4 Další podstatné vlivy

Při hodnocení únavové životnosti v oblasti jaderné energetiky dle [11] jsou zahrnuty spolu s již zmíněným tyto další vlivy: vliv korozního prostředí, vliv ozáření a vliv svaru.

3.4.1 Vliv korozního prostředí

Korozní prostředí snižuje únavovou životnost v závislosti na agresivitě prostředí. Tento vliv je zahrnut v konstrukčních křivkách přes komplexní součinitel snížení pevnosti při únavě φ_s [11].

3.4.2 Vliv ozáření

Týká se součástí provozovaných za podmínek silného radioaktivního záření, které má vliv na snížení únavové životnosti. Tento vliv je zahrnut v konstrukčních křivkách přes φ_s [11].

3.4.3 Vliv svaru

Svarové spoje a návary vedou k snížení únavové životnosti. V konstrukčních křivkách je s předešlými dvěma vlivy zahrnut v φ_s [11].

3.4.4 Vliv zvýšené teploty

Při hodnocení únavy za zvýšené provozní teploty jsou v konstrukčních křivkách (3.7) - (3.10) použity materiálové charakteristiky měřené za těchto provozních teplot.

3.4.5 Vliv tvarové nespojitosti

Tento vliv není přímo uveden v konstrukčních křivkách životnosti. Souvisí se vstupní hodnotou $[\sigma_{aF}]$ do konstrukčních křivek životnosti. Hodnota $[\sigma_{aF}]$ je stanovena ze vztahu (3.11), ve kterém vystupuje amplituda redukovaného přetvoření (ε_{at}) zahrnující vliv tvarové nespojitosti.

$$[\sigma_{aF}] = E(\varepsilon_{at}) \quad (3.11)$$

V místech tvarové nespojitosti (vruby, drážky, otvory) dochází k lokálnímu nárůstu napětí (přetvoření). Používá se několik přístupů pro výpočet maximálního napětí (přetvoření) v koncentrátoru, ze kterého se stanoví (ε_{at}):

- Analytický výpočet při použití součinitelů koncentrace napětí
- Elastický MKP výpočet napětí (přetvoření) a použití koncepce pro přibližný převod napětí a deformace do elasto – plastického stavu materiálu
- Provedení elasto – plastického MKP výpočtu

Každý z těchto přístupů má své výhody i nedostatky. První dva přístupy nevyžadují komplikovaný model plasticity, což vede k nízkým nárokům na výpočtové metody a výpočtový čas. Výpočet součásti je proveden pro ideálně elastický materiál, tedy napětí odpovídající hookovskému napětí σ_H . To je přepočítáno na elasto – plastický stav materiálu pomocí koncepce Neubra [12]. Tato koncepce je používána v rámci NTS A.S.I. [11]. Nevýhodou je konzervativní výsledek napětí (přetvoření), který vede k podhodnocování životnosti konstrukce.

Třetím uvedeným přístupem je elasto – plastický MKP výpočet. Řešení takového výpočtu vyžaduje použití vyšší úroveň modelu materiálu, což má za následek nárůst výpočtového času. Ovšem výsledné hodnoty napětí (přetvoření) v místech koncentrátorů popisují lépe skutečný stav zatěžované součásti.

3.5 Kumulace poškození

Kumulace poškození D udává míru čerpání únavové životnosti vlivem cyklického zatěžování. Výpočet se provádí podle teorie Palmgren – Miner (3.12), která popisuje kumulaci poškození jako sumu jednotlivých dílčích poškození od daného zátěžného cyklu. Výsledná kumulace poškození nabývá hodnoty $D \leq 1$. Iniciale trhliny nastává pro $D = 1$ [9].

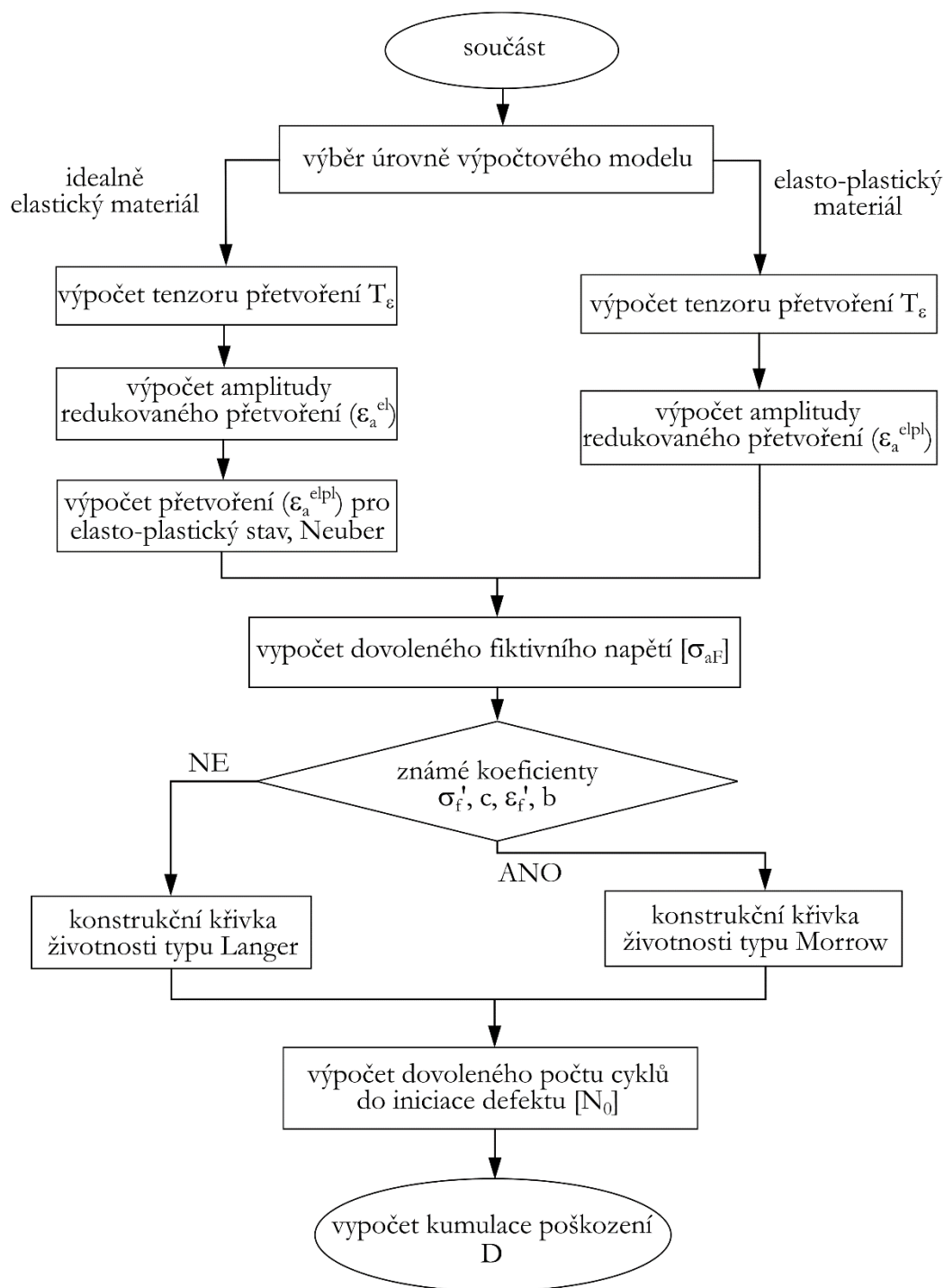
$$D = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{[N_0]_i} \quad (3.12)$$

n_i udává počet cyklů daného typu i , $[N_0]_i$ je dovolený počet cyklů typu i a j celkový počet typů zátěžných cyklů.

3.6 Postup hodnocení nízkocyklové únavy

Schéma zjednodušeného postupu při výpočtu nízkocyklové únavové životnosti prezentuje *Obrázek 3.1*, kde jsou popsány jednotlivé dílčí úkony postupu hodnocení.

Zjednodušení spočívá v tom, že uvažovaná součást je zatěžována jedním typem cyklu. Vstupem je výpočtový model dané úrovně, na kterém je proveden výpočet tenzoru přetvoření T_ε při maximálním a minimálním zatížení v posuzovaném kritickém místě. Je stanovena amplituda dovoleného napětí $[\sigma_{aF}]$ a vypočítán dovolený počet cyklů do iniciace $[N_0]$. Výstupem je hodnota kumulace poškození D .



Obrázek 3.1 Schéma postupu hodnocení nízkocyklové únavy

4 MĚŘENÍ NÍZKOCYKLOVÉ ÚNAVY S VYUŽITÍM MĚŘÍCÍ METODY DIGITÁLNÍ KORELACE OBRAZU

V rámci této kapitoly je prezentováno provedené nestandardní měření nízkocyklové únavy (NCÚ). Aby byla patrná ona nestandardnost měření, je zde popsána normovaná zkouška. Následuje seznámení se s metodou digitální korelace obrazu (DIC) a popis měření uskutečněného pro účely této diplomové práce. Stěžejní částí je samotné zpracování měřených dat a jejich vyhodnocení. Na konci kapitoly je provedena verifikace nestandardního měření na základě porovnání naměřených dat s historickými daty měřeními na hladkých zkušebních tělesech.

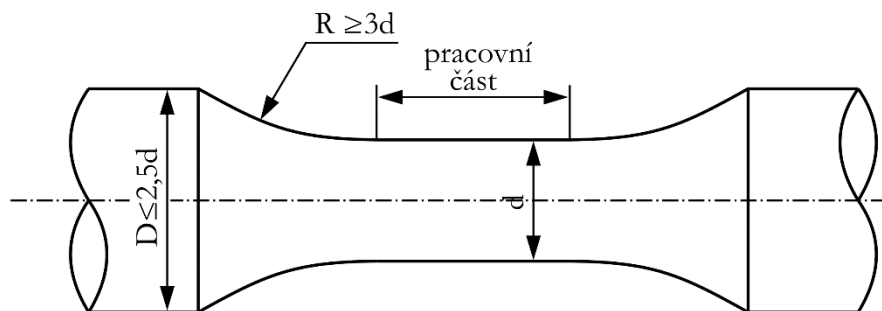
4.1 Normované zkoušky NCÚ

Prezentované postupy při zkoušce NCÚ vycházejí z české normy ČSN 42 0363 [6] a americké normy ASTM E 606–92 [13] pro zkoušky NCÚ při namáhání tah / tlak za jednoosého stavu napjatosti (bez vlivu vrubu).

Účelem zkoušky materiálu je získání jeho mechanických charakteristik a popis jeho chování za experimentálních podmínek, což je nedílnou součástí zkoumání materiálu, jeho vývoje, návrhu konstrukce nebo kontroly kvality [13]. V oblasti cyklické únavy je to získání základních charakteristik a podkladů o chování daného materiálu za působení cyklického zatížení [6].

Zkoušky NCÚ probíhají při řízené deformaci (tvrdé zatěžování) s konstantní hodnotou amplitudy zatížení pro oblast životnosti 10^2 až 10^5 cyklů dle české normy nebo jak je uvedeno v americké normě životnosti $< 10^5$ cyklu. Základním typem namáhání je jednoosý tah / tlak při pilovitém časovém průběhu zatížení. Rychlost zatěžování musí být volena tak, aby nedocházelo k ohřevu zkušebního vzorku vlivem rozsáhlé deformace a byla udržována konstantní teplota. Rychlost přetvoření se pohybuje v rozmezí $0,002 - 0,004 \text{ s}^{-1}$.

Jako zkušební vzorky se nejčastěji používají hladké zkušební tyče se zesílenými konci pro upnutí. Průměr pracovní části d je v rozsahu 5 až 15 mm. Americká norma přidává, že délka hladké pracovní části by měla odpovídat $3d \pm 1d$. Geometrie hladkých zkušebních těles uvedená v české normě je znázorněna, viz *Obrázek 4.1*. Tato geometrie je tvarově totožná s geometrií dle ASTM. Celková délka a způsob uchycení zkušebního tělesa závisí na typu čelistí zkušebního stroje.



Obrázek 4.1: Geometrie hladkého zkušebního tělesa dle ČSN 42 0363 [6]

Zkoušky NCÚ se doporučují provádět na servohydraulických zkušebních strojích, kde je řízená deformace pomocí extenzometru umístěném v hladké části zkušebního tělesa. Zkušební stroj musí být schopen zaznamenávat hysterezní smyčky a počty cyklů.

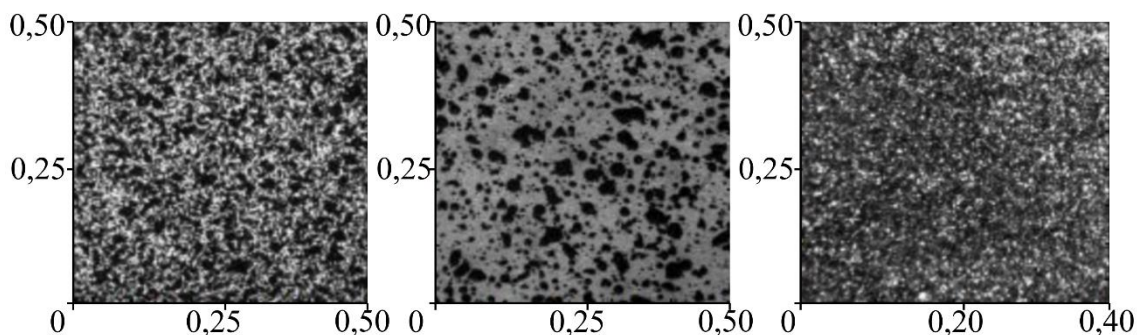
Kritérium ukončení zkoušky udává česká norma poklesem síly na smluvní hodnotu (např. pokles síly o jednu čtvrtinu její hodnoty prvního tahového zatížení). Toto kritérium však není striktně vyžadováno. Je zde prostor pro použití vlastního kritéria. ASTM navrhuje větší výběr kritérií pro ukončení zkoušky a zároveň stanovení N_f . Prvním je kritérium separace neboli úplné rozdělení vzorku na dvě části v prizmatické oblasti vzorku. Druhým je tečná metoda, která pro každou hysterezní smyčku určí poměr modulu pružnosti v tahu k modulu pružnosti v tlaku. Kritériem pro určení N_f je pokles tohoto poměru pod poloviční hodnotu poměru první hysterezní smyčky.

Získání charakteristik materiálu únavové křivky vyžaduje alespoň zkoušky 8 týč při 4 až 5 různých hladinách amplitudy přetvoření [6]. Amplitudy by měly obsáhnout celou oblast NCÚ.

4.2 Digitální korelace obrazu

Digitální korelace obrazu (*Digital Image Correlation*) je nekontaktní optická metoda pro měření deformace na povrchu součásti. Její princip se zakládá na porovnávání digitálních snímků zkoumané součásti při různých stavech deformace. Snímky sloužící jako vstupní data jsou složeny z hodnot odstínu šedi každého pixelu. Pro případ 2D snímku se jedná o matici, jejíž každý prvek je definován pozicí a odstínem šedi. První snímek je označován jako referenční, vůči němu jsou porovnávány snímky následující. Na referenčním snímku jsou vybrány jednotlivé bloky pixelů, jejichž poloha je na následujících snímcích zjišťována korelační funkcí. Jedná se o sledování změn polohy bloků pixelů. Pro zvýšení přesnosti měření se v rámci algoritmu DIC využívá tzv. subpixelová interpolace umožňující provádět vysoce přesná měření při užití komerčně dostupných digitálních snímků [14], [15].

Aby DIC fungoval spolehlivě, jednotlivé bloky musí mít nahodilé a nejednoznačné hodnoty odstínů šedi s výraznými kontrasty. Je nutné při pořizování snímků zajistit stále intenzivní osvětlení a stochastický vzor na zkoumané entitě s vysokým kontrastem. Pokud entita není inherentně opticky různorodá, používá se povrchový nástřík pro vytvoření barevných kontrastů, viz *Obrázek 4.2*. Důležité je, aby nástřík byl matný a nedocházelo k odleskům, což může zapříčinit ztrátu informace [15].



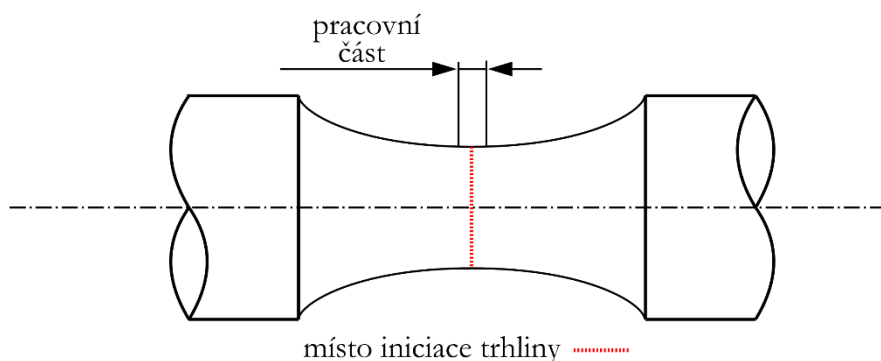
Obrázek 4.2: Vhodný povrch zkoumané součásti metodou DIC, rozměry jsou uvedeny v milimetrech [15]

Měřicí soustavy využívající metody DIC se skládají z kamer pořizujících digitální snímky, světel a počítače s adekvátním programem. Měření ve 2D vyžaduje užití jedné kamery, 3D minimálně dvou.

Výhody této metody spočívají v její široké aplikovatelnosti. Pro popis deformace lze použít snímky z konvenčních fotoaparátů, rychlostních kamer, mikroskopů atd. Zároveň je její použití možné v tvarově rozmanitých, nebo špatně přístupných místech, kde jiné metody požadují kontakt s měřenou entitou. Nevýhodou je požadavek neproměnného osvětlení a jak bylo uvedeno výše, stochastický vzor na povrchu součásti.

4.3 Experimentální měření

Experimentální měření navazuje na výsledky a zkušenosti grantu TAČR „ALFA“ TA04020806 s názvem Výběr a implementace postupů pro vyhodnocení nízko-cyklové únavy vestavby jaderných zařízení se zahrnutím víceosé napjatosti. Mezi základní experimentální požadavky patřila možnost zatěžování vysokými amplitudami deformace, měření složek přetvoření v místě iniciace defektu a iniciace porušení v definovaném místě či malé oblasti, a to vše při zachování jednoosé napjatosti. Proto je navrženo zkušební těleso s eliptickým vrubem. Jeho předností je odolnost vůči ztrátě vzpěrné stability v porovnání s hladkým tělesem. Současně tato geometrie (Obrázek 4.3) jasně definuje místo iniciace porušení se stavem napjatosti blízkým stavu jednoosé napjatosti. (Stav jednoosé napjatosti byl posouzen pomocí parametru triaxiality η , vypočteného pro hladké těleso a těleso s eliptickým vrubem, pomocí MKP).



Obrázek 4.3: Zkušební těleso s eliptickým vrubem, místo iniciace trhliny

Měření složek přetvoření není proveditelné pomocí extenzometrů, ze kterých získáváme pouze průměrnou hodnotu osového přetvoření na délce báze extenzometru. Je třeba poznamenat, že použitelnost kombinovaného extenzometru se snímáním natočení vzorku není možná z důvodu velkých deformací, a také z důvodů malého rozsahu pracovní části. Na základě analýzy dostupných měřících metod byla vybrána metoda DIC. Tato metoda umožňuje měřit deformaci v požadované pracovní části tělesa a je provozována bezkontaktně. Jediný požadavek, který je třeba splnit při užívání této metody, je opatřit

povrch tělesa opticky rozmanitým nástřikem. V průběhu zkoušky nesmí docházet k odlupování nebo oddrolování nástřiku a musí být zaručena jeho přilnavost.

V rámci této práce jsou provedena experimentální měření při teplotách 23 °C a 350 °C na souboru 35 vzorků.

4.3.1 Materiál

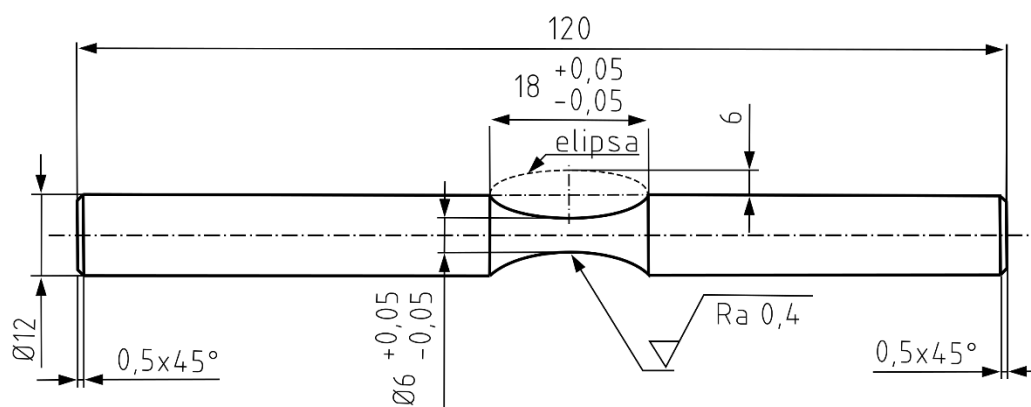
Zkoušeným materiálem je nekorozivní austenitická ocel používaná v energetickém průmyslu. Základní mechanické vlastnosti této oceli zjištěné z tahové zkoušky při teplotě 23 °C uvádí *Tabulka 1*. Mechanické vlastnosti při 350 °C jsou převzaty z [16].

Tabulka 1: Základní mechanické vlastnosti

Teplota [°C]	E [GPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]	Z [%]
23	155,38	376,19	604,05	61,8	78,87
350	175	177	412	26	51

4.3.2 Geometrie experimentálních vzorků

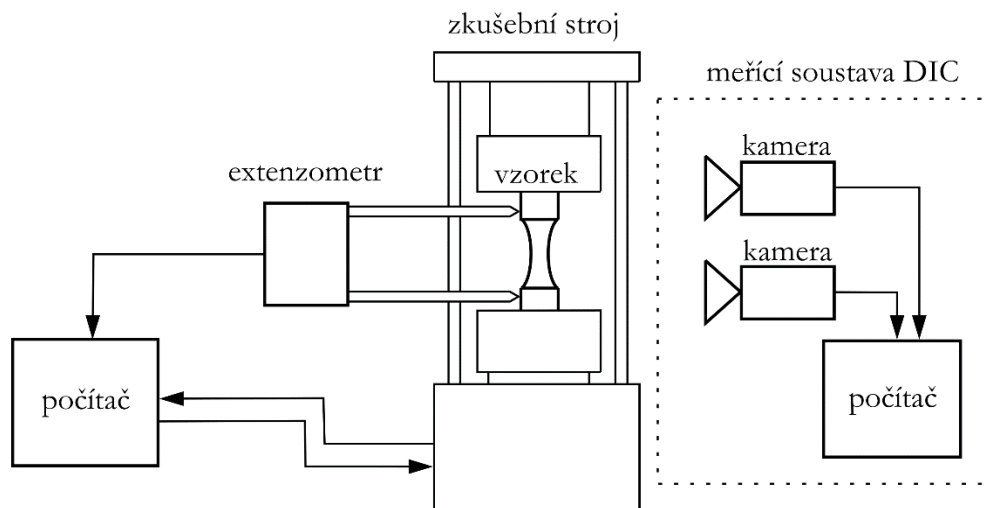
Zkušební vzorky jsou válcové tyče s obvodovým eliptickým vrubem umístěným ve středu zkušebního tělesa, viz *Obrázek 4.4*. Jakost povrchu v místě vrubu je dosažena leštěním, a to 0,4 Ra.



Obrázek 4.4: Rozměry zkušebního tělesa s eliptickým vrubem

4.3.3 Experimentální zařízení

Experimentální zkoušky za teploty 23 °C jsou provedeny na servohydraulickém axiálně torzním zkušebním stroji MTS 809 s rozsahem osového zatížení ± 100 kN. Součástí stroje je siloměr. Řízení zkušebního stroje je zprostředkováno počítačem přes elektronickou jednotku FlexTest 40 a software Test Suite. K řízení deformace zkušebního tělesa slouží kapacitní extenzometr MTS 633.11M-14. Báze extenzometru $l_0 = 25$ mm. Rozsah měření přetvoření +16/-8 %. Umístění ramínek extenzometru je na povrchu tělesa nad a pod eliptickým vrubem [17].



Obrázek 4.5: Schéma měřicí soustavy, zkouška při 23 °C

Zkoušky za zvýšené teploty 350 °C jsou prováděny na servohydraulickém zkušebním stroji MTS 880 pro termo – mechanickou únavu. Rozsah zatížení ± 50 kN. Stroj je řízen elektronickou jednotkou se softwarem FlexTest SE [17].

Ohřev zkušebních těles na požadovanou teplotu je zajištěn topnou indukční spirálou řízenou tříkanálovým regulátorem. Řídící termočlánek je upevněn na zkušební těleso pod spodním okrajem eliptického vrubu. V průběhu měření je teplota v tomto místě udržována na zadané hodnotě s přesností ± 2 °C.

Pro měření deformace metodou DIC je použita měřicí soustava od firmy Sobriety využívající program Mercury RE. Konfigurace této soustavy je nastavená pro měření deformace v prostoru, skládá se ze dvou kamer, stativu a dvou reflektorů se stejnosměrným zdrojem napětí.

4.3.4 Zatížení

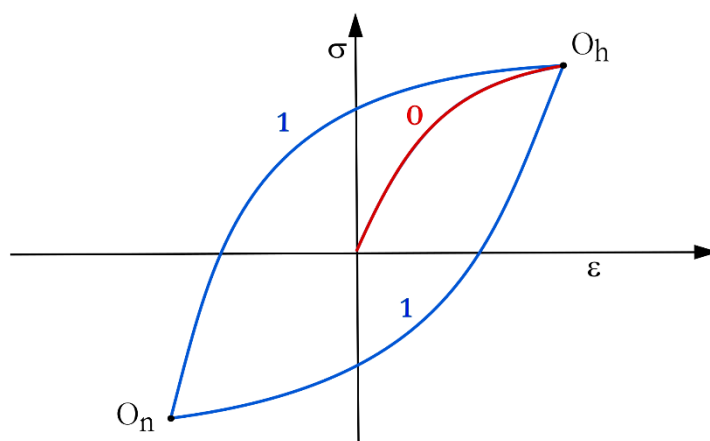
Zkušební tělesa jsou zatěžována deformačně symetrickým cyklem ($R = -1$). Časový průběh zatížení je pilový. Rychlost přetvoření je pro všechna zkušební tělesa rovna $0,004 \text{ s}^{-1}$. Hladiny amplitudy axiálního přetvoření jsou v rozsahu 0,3 až 4,0 %. Aby se dosáhlo požadovaných amplitud v místě iniciace porušení (Obrázek 4.3), jsou vytvořeny přepočtové vztahy mezi velikostí amplitudy posuvu extenzometru Δl_a a amplitudou celkového přetvoření ε_{at} (příloha *Přepočtové polynomy*).

Vzorkovací frekvence zatěžovacího stroje odpovídá zaznamenání 600 hodnot pro jeden cyklus a 60 snímků na cyklus pro kamery.

4.3.5 Měřené veličiny

Během zkoušky je zaznamenávána síla ze siloměru a počet cyklů. Počítání cyklů je následující. Nultý cyklus označovaný číslicí 0 představuje přechod z počátečního (nezatíženého) stavu do bodu O_h (bod vrchní tahové úvratě), kde začíná každý další cyklus, jak znázorňuje Obrázek 4.6 pomocí hysterezní smyčky.

Metodou DIC jsou měřeny posuvy definovaných bodů na povrchu tělesa v oblasti eliptického vrubu.



Obrázek 4.6: Hysterezní smyčka, počítání cyklů

4.3.6 Kritérium ukončení zkoušky

Měření je zaznamenáváno do separace zkušebního tělesa, tedy jeho rozdělení na dvě samostatné části.

4.3.7 Příprava zkušebního tělesa

Na povrch vzorků je aplikován nástrík používaný při měření deformace metodou DIC. Tento nástrík se skládá ze dvou různých barev. Podkladová bílá barva, na níž jsou rozprášeny drobné kapky barvy černé. Právě tento nástrík je klíčovým prvkem při získávání dat ze snímků. V průběhu každé zkoušky nesmí docházet k odlupování nebo oddrolování částí nástríku, proto je testováno několik na trhu dostupných typů barev a na základě zjištěného chování stanoveno jejich použití. Testování probíhá na zkušebních tělesech, které byly cyklicky zatěžovány při různých amplitudách deformačního zatížení. Byl sledován povrch vzorku do okamžiku separace tělesa a následně pod mikroskopem posouzena schopnost adheze dané barvy (příloha *Kontrola nástríku zkušebních těles*). Pro nízké amplitudy zatížení (0,3 až 2 %) postačuje jako podklad akrylová barva. Amplitudy nad 2 % vyžadují elastickou vinylovou barvu. Na vzorky měřené za zvýšené teploty je aplikována žáruvzdorná barva.



Obrázek 4.7: Zkušební těleso s nástríkem stochastického vzoru

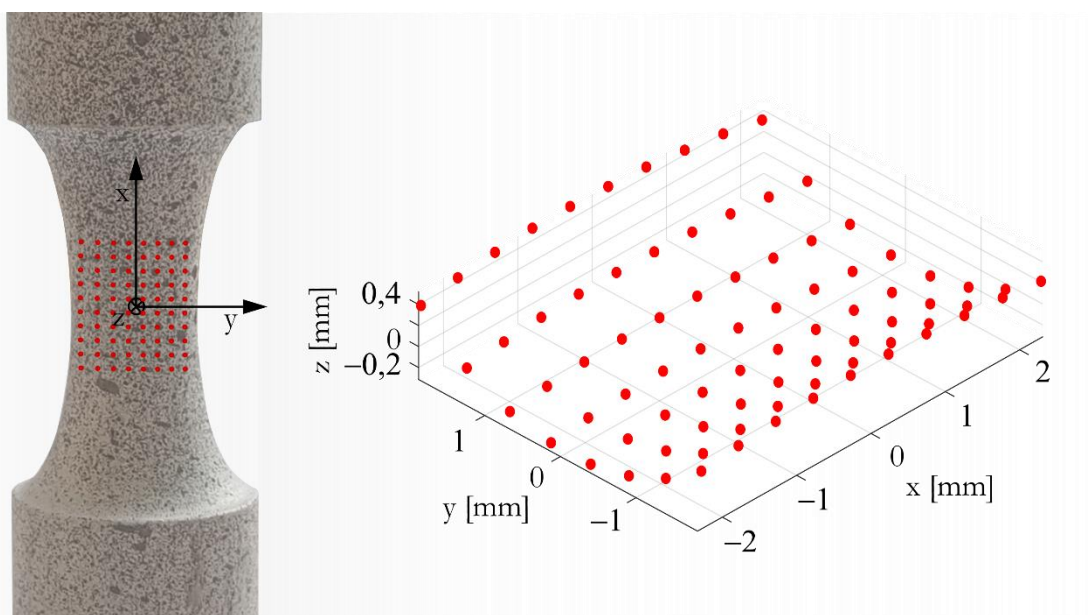
4.3.8 Průběh měření

Zkušební těleso opatřené vhodným nástřikem je upnuté do hydraulických čelistí zkušebního stroje. Je provedena kalibrace kamer zaznamenávajících průběh zkoušky pro následné vyhodnocení metodou DIC. Kalibrace se provádí pomocí kalibrační mřížky, kdy jsou vytvořeny snímky této mřížky v různých polohách jejího natočení vůči objektivu. Následně na základě těchto snímků program provede korekci zkreslení objektivů a sladění obou kamer. Dále je v programu nastavena zájmová oblast a v ní síť bodů. Každý bod je definován blokem pixelů. Počet pixelů je nastaven tak, aby byl každý bod definován oblastí o velikosti 0,5 x 0,5 mm.

Na těleso je připevněn kontaktní extenzometr. V případě měření při teplotě 350 °C je ještě na těleso připevněn termočlánek regulující teplotu tělesa a okolo tělesa je umístěna indukční spirála. Teplota je nezávisle kontrolována termokamerou, viz příloha *Kontrola teploty*. Před spuštěním zatěžovacího stroje je nejprve zapnuto zaznamenávání kamer, kvůli informaci o nedeformovaném stavu tělesa. Zkouška je provedena do uvedeného kritéria.

4.4 Zpracování měřených dat

Naměřená data se skládají ze dvou částí. Část dat získaná metodou DIC obsahuje časový průběh souřadnic bodů na povrchu zkušebního tělesa, viz *Obrázek 4.8*. Tato část dat je dále označována pouze jako „data z DIC“. Druhou částí dat jsou data ze zatěžujícího stroje, jež zahrnují časový průběh síly na siloměru spolu s označením cyklů. Pro označení této části dat je v následujícím textu používán termín „data ze stroje“.



Obrázek 4.8: Body měřené na tělese metodou DIC, vykreslení v prostorových souřadnicích

Zpracování obou částí dat je provedeno v programu Matlab R2018b. Celý proces zpracování dat je popsán v následující části kapitoly 4.4 a graficky znázorněn, viz *Obrázek 4.9*.

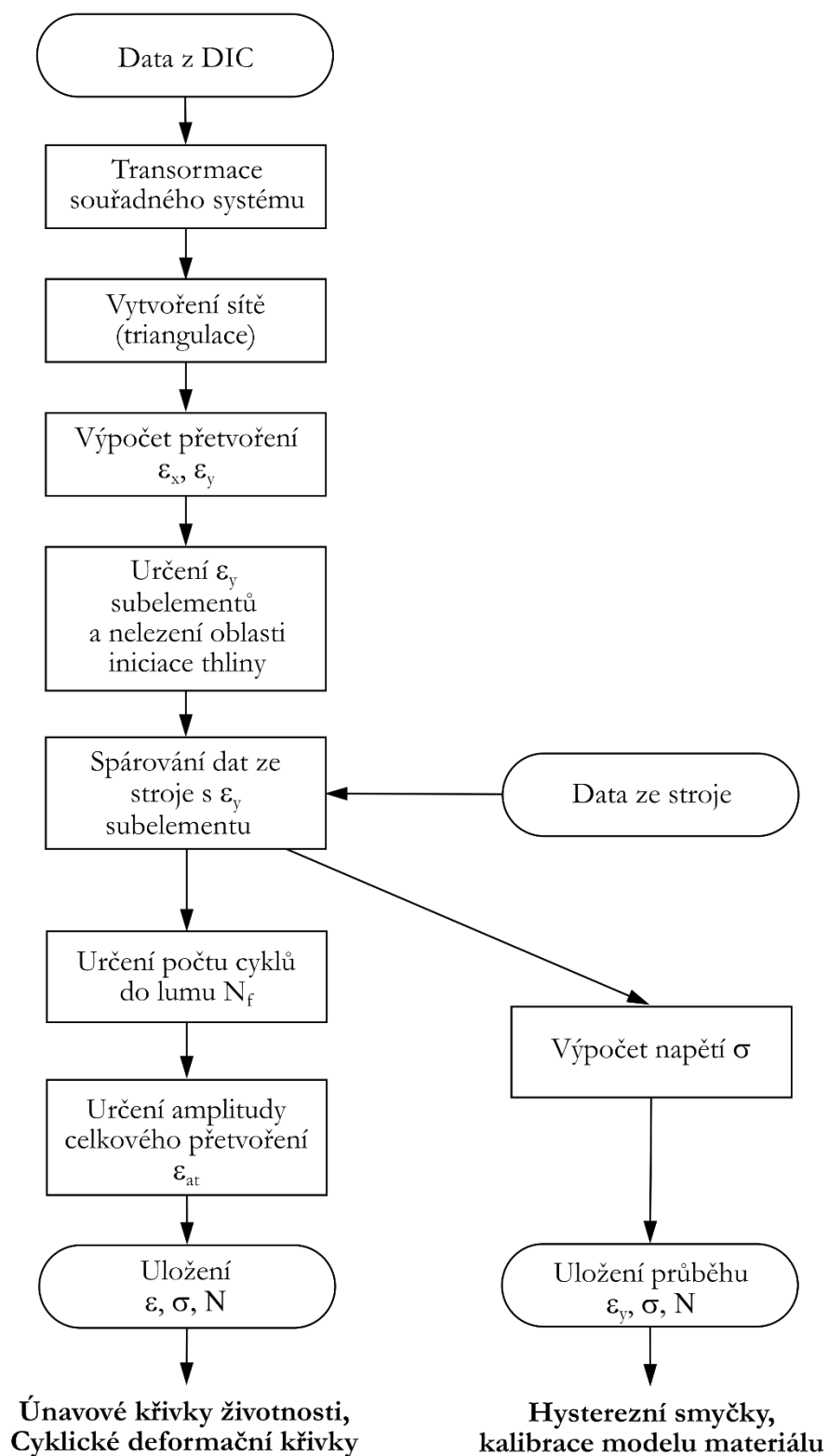
Prvními vstupními daty do procesu zpracování dat jsou data DIC, u kterých je zkontrolován souřadný systém. V případě, že se neshoduje se souřadným systémem vyznačeným na tělese (*Obrázek 4.8*), je provedena transformace souřadnic.

4.4.1 Transformace souřadnicového systému

Transformace souřadnicového systému je podrobně popsána v knize [18]. Transformace souřadnic je provedena dle rovnice (4.1), kde je T matice transformace a r vektor posunutí. Vektor transformovaných souřadnic je označen s' a vektor počátečních souřadnic s .

$$s' = Ts + r \quad (4.1)$$

Vektor posunutí vyjadřuje posuv z původního počátku souřadného systému do geometrického středu souboru měřených bodů (těžiště). Matice transformace obsahuje natočení souřadného systému. Úhel natočení α kolem jedné z os je zjištěn ze směrnice přímky procházející dvěma vybranými body.



Obrázek 4.9: Schéma procesu zpracování měřených dat

Parametry transformace T , r jsou stanoveny z bodů v počátečním nedeformovaném stavu a jsou jimi přepočítána všechna data z DIC.

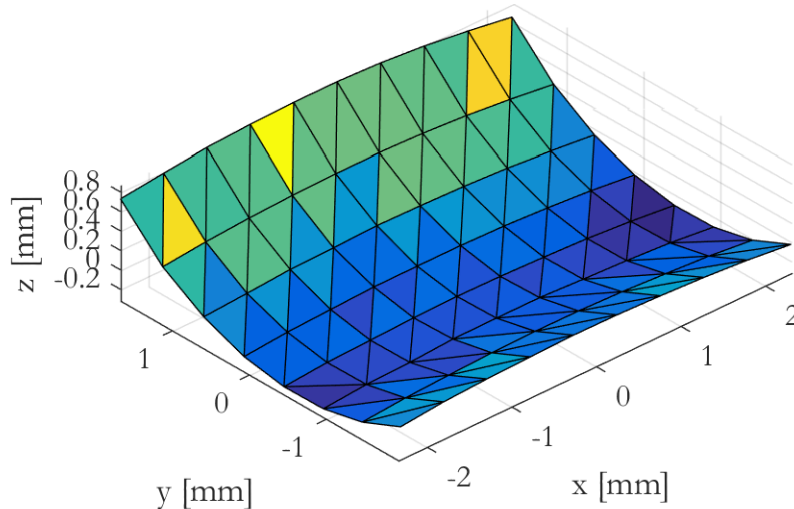
Z bodu je dále vytvořena síť.

4.4.2 Síť

Z bodů na nedeformovaném tělese je vytvořena síť elementů prostřednictvím Delaunayho triangulace [19]. Síť se skládá z na sebe navazujících trojúhelníkových elementů (Obrázek 4.10). Při použití triangulace často vznikají na okrajích zájmové oblasti nekvalitní elementy. Požadavkem na kvalitu sítě je, aby se jednotlivé elementy nejvíce podobaly rovnostrannému trojúhelníku. Proto je při triangulaci použita podmínka, která vyřazuje elementy nesplňující nerovnost:

$$k > r_e \quad (4.2)$$

kde r_e je poměr nejdelší strany elementu k jeho nejkratší straně a k konstanta s hodnotou 1,5.



Obrázek 4.10: Síť z trojúhelníkových elementů vytvořená Delaunayho triangulací (vzorek 20A2)

4.4.3 Výpočet přetvoření ϵ_y

Deformace elementů jsou určeny vzhledem k počátečnímu nedeformovanému stavu. Z posuvů v jednotlivých směrech elementu je určen deformační gradient \mathbf{F} a následně pravý Cauchy – Greenův tenzor přetvoření \mathbf{C} ze vztahu:

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}' \mathbf{F} \quad (4.3)$$

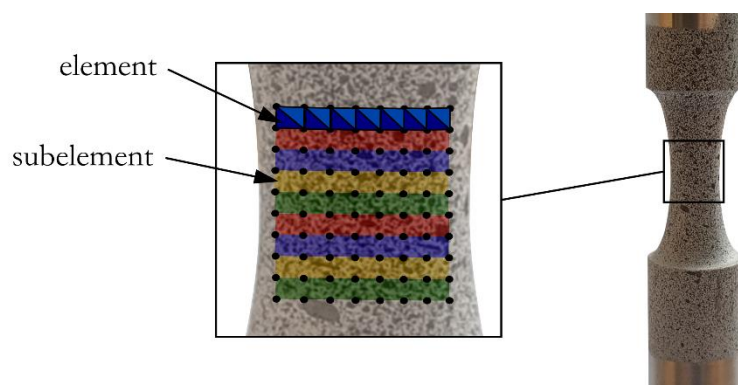
Z tenzoru \mathbf{C} jsou určeny modální matice \mathbf{u} a spektrální matice \mathbf{c} . Pravostranný tenzor protažení \mathbf{U} v souřadném systému elementu se vypočte ze vztahu:

$$\mathbf{U} = \mathbf{u} \sqrt{\mathbf{c}} \mathbf{u}' \quad (4.4)$$

Protažení jsou transformována do globálního souřadného systému a jsou z nich vypočítány složky přetvoření obsahující ϵ_y . Použitá teorie velkých deformací je popsána v [20].

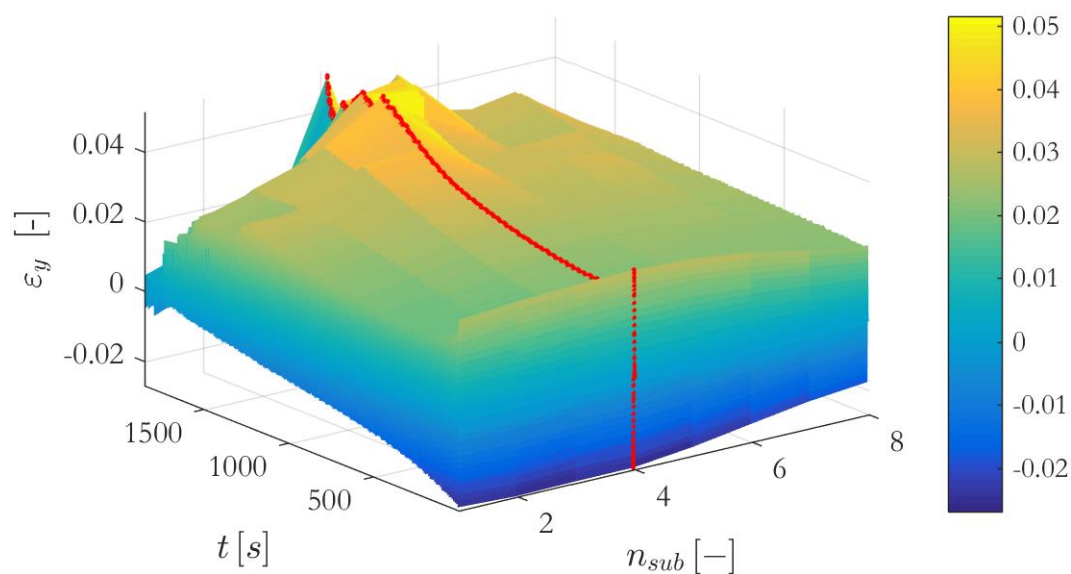
4.4.4 Rozdělení elementů do subelementu a určení oblasti iniciace trhliny

Oblastí iniciace porušení je myšlen pás po obvodu zkušebního tělesa, ve kterém došlo k iniciaci únavové trhliny. Šířka tohoto pásu je dána vzdáleností řad bodů po obvodu, vyhodnocovaných metodou DIC. Pro všechna měření je šířka pásu 0,5 mm. Elementy náležící do oblasti mezi dvěma řadami bodů jsou sloučeny do jednoho bloku, tzv. subelementu (Obrázek 4.11). Pro každý subelement je určena hodnota ε_y , která definuje přetvoření dané oblasti zkušebního tělesa. Tato hodnota je získána jako průměr ε_y ze všech elementů obsažených v oblasti subelementu.



Obrázek 4.11: Znázornění elementů (modré trojúhelníky) a subelementů (barevné pásy) na povrchu zkušebního tělesa

V místě iniciace trhliny dochází v závěru zkoušky k lokálnímu nárůstu ε_y . Vyhodnocení subelementu, který popisuje oblast iniciace trhliny, je provedeno na základě posouzení časového průběhu ε_y jednotlivých subelementů n_{sub} . To graficky znázorňuje Obrázek 4.12. Průběh přetvoření subelementu s maximální hodnotou ε_y se bere jako hledaný průběh přetvoření v oblasti iniciace trhliny.



Obrázek 4.12: Průběh přetvoření subelementů v čase s vyznačeným subelementem v oblasti iniciace trhliny

4.4.5 Párování dat

Výsledný průběh přetvoření ε_y je spárován s daty ze stroje popisujícími průběh síly F a označení cyklu N na základě zaznamenávaného času průběhu zkoušky pro data z DIC a data ze stroje. Jelikož je každé zařízení spuštěno v jiný časový okamžik, je třeba sjednotit počátek měření. Je tedy nalezen čas maximálního přetvoření prvního cyklu u obou časových záznamů. Pak čas odpovídající nejbližší předcházející nulové hodnotě přetvoření představuje počátek zkoušky a k němu jsou vztažena data z obou zařízení.

Data z DIC a data ze stroje jsou měřena při různých vzorkovacích frekvencích. Spárování je provedeno podle sjednocených časů obou zařízení. Hodnota ε_y v daném čase má k sobě přiděleny hodnoty F , N tomuto času nejbližší.

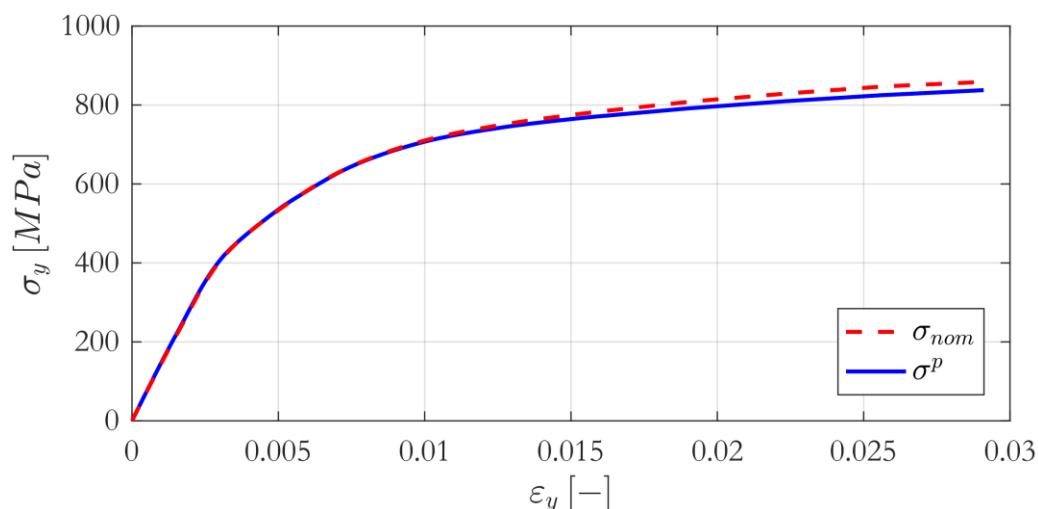
V této části procesu dochází k rozdělení do dvou větví. První vede k uložení dat o hysterezních smyčkách, které jsou potřebné pro kalibraci elasto – plastického modelu materiálu. Jedná se o data, která se skládají z průběhu ε_y , σ , N . Druhá větev přechází k určení N_f , ε_{at} . Tyto veličiny slouží k získání únavových charakteristik materiálu.

4.4.6 Výpočet napětí σ

Napětí σ je vypočítáno ze síly F měřené siloměrem na příčnicku zatěžovacího stroje a plochy S příčného průřezu nedeformovaného zkušební tělesa v místě nejmenšího poloměru (předpokládané místo iniciace porušení). Jedná se o hodnotu nominálního inženýrského napětí, které má konstantní průběh po celém průřezu.

Ovšem je nutné uvážit, že zkoušené těleso s eliptickým vrubem vykazuje stav jednoosé napjatosti pouze na povrchu a průběh napětí po průřezu není konstantní. Aby se jako napětí na povrchu tělesa, kde je měřeno přetvoření, mohla použít hodnota nominálního napětí, je třeba provést verifikaci.

Proto je proveden kontrolní výpočet napětí pomocí MKP v programu Ansys APDL 19.2, který simuluje tahové zatížení zkušební tělesa (popis výpočtového modelu je uveden v kapitole 6.1). Následně je porovnáno napětí na povrchu tělesa σ^p s nominálním napětím v nejužším místě vrubu σ_{nom} (Obrázek 4.13).



Obrázek 4.13: Srovnání průběhu nominálního napětí a napětí na povrchu tělesa ve středu vrubu

Z grafu (Obrázek 4.13) je patrné, že do 1 % ε_y jsou hodnoty obou napětí téměř shodné, během dalšího zatěžování roste jejich odchylka, která se pohybuje v intervalu 0 až 2 %. Rozdíl mezi těmito dvěma napětími lze prohlásit jako zanedbatelný, a tedy nominální napětí je uvažováno jako napětí na povrchu.

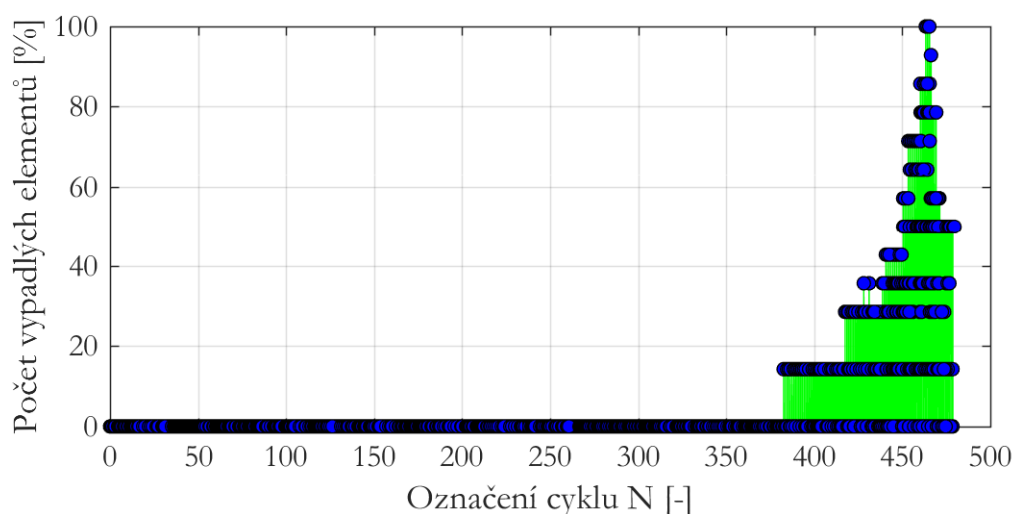
4.4.7 Určení počtu cyklů do lomu N_f

Základní veličina, kterou je potřeba získat ze zpracovaných dat, je počet cyklů do lomu N_f zkušebního tělesa. Jedná se o deterministickou veličinu nejčastěji stanovovanou z měřeného průběhu zátěžné síly F . Norma NTD A.S.I Sekce V [7], zabývající se způsobem měření charakteristik materiálu, vychází z normy ČSN 42 0363 [6], která umožňuje použití vlastní metody stanovení N_f (kapitola 4.1). Volba metody určení N_f je provedena na základě srovnání výsledku 3 různých metod.

První použitá metoda určuje N_f z poklesu síly, což vychází z doporučení normy ČSN 42 0363 [6]. Výsledná hodnota N_f je stanovena pro cyklus N , ve kterém síla F poklesne o 20 % z maximální hodnoty síly F_{max} .

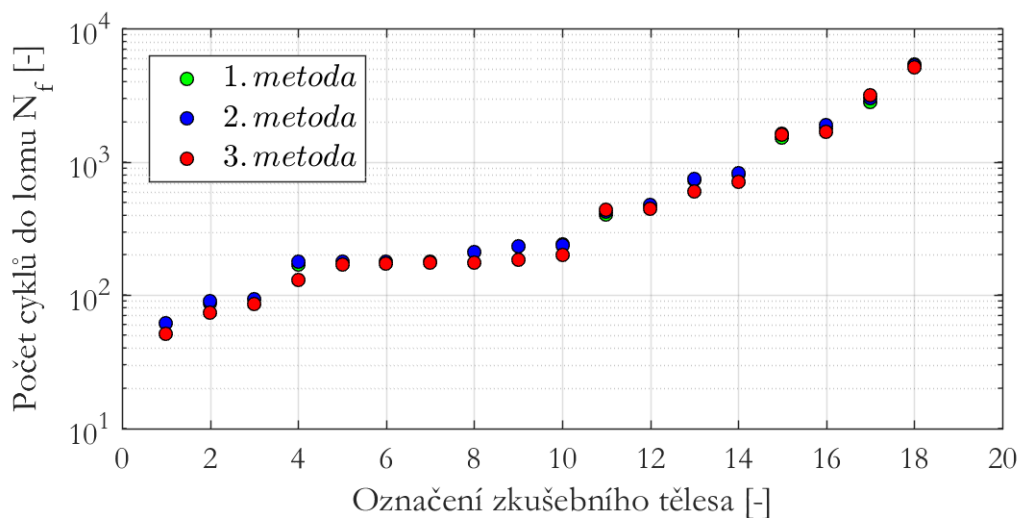
Druhá metoda navržená v normě ASTM E 606–92 [13] využívá tzv. tečnou metodu, která je zmíněna v kapitole 4.1.

Poslední třetí metoda nevychází z doporučení uvedeného ve výše zmíněných normách a nezávisí na průběhu síly F . Jedná se o nekonvenční metodu využívající princip vyhodnocování metody DIC. Tato metoda vychází ze skutečnosti, že při vzniku trhliny na povrchu tělesa dochází k výrazné vizuální změně tohoto místa, které dále už nekoreluje s původním obrazem nezatíženého tělesa. To se projevuje ztrátou informace o změně souřadnic zkoumaného bodu, což vede ke zmizení elementů tento bod obsahujících. Počet zmizelých elementů v průběhu zkoušky jednoho ze zkušebních těles zobrazuje Obrázek 4.14, kde je patrná ztráta elementů v konečné fázi zkoušky. Kritériem určení N_f je v této metodě ztráta 50 % elementů zkoumaného subelementu.

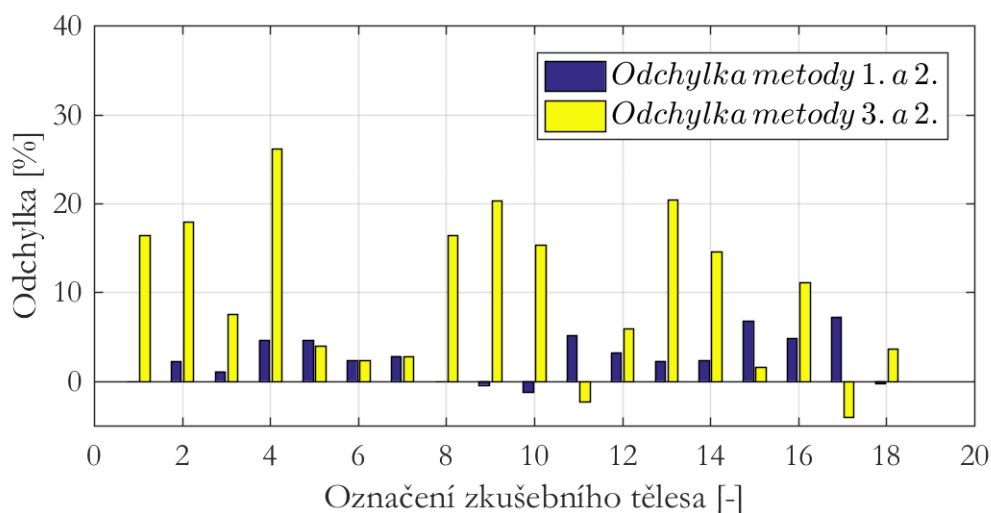


Obrázek 4.14: Počet zmizelých elementů v průběhu zkoušky

Porovnání N_f stanovené dle uvedených metod a kritérií zobrazuje *Obrázek 4.15*. Dále jsou porovnány odchylky použitých metod, viz *Obrázek 4.16*.



Obrázek 4.15: Srovnání výsledků N_f určených dle různých metod



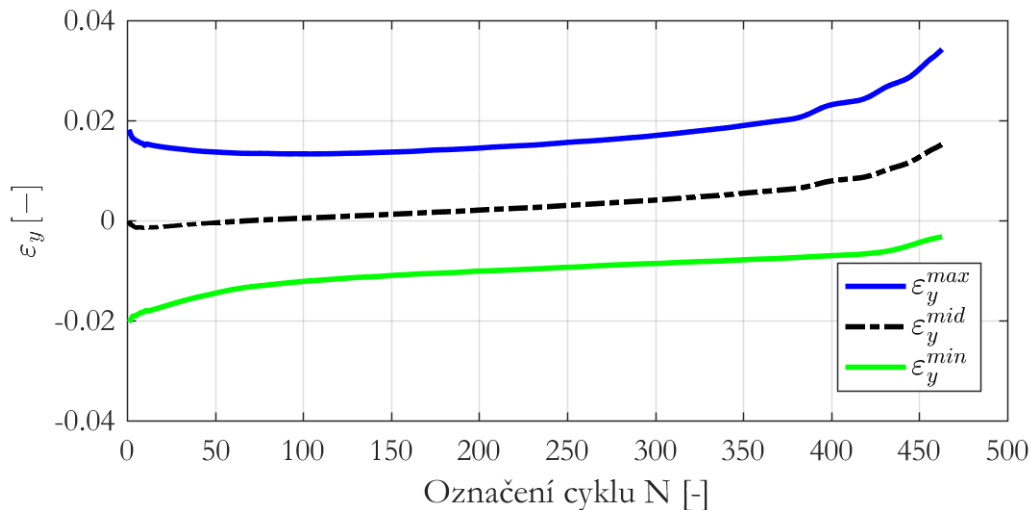
Obrázek 4.16: Procentuální rozdíl N_f použitých metod

V případě použití 1. a 2. metody se rozdíl N_f pohybuje v řádu jednotek procent (max. 7 %). Ovšem 3. metoda vykazuje odchylku od 2. metody v intervalu -4 až 27 %. Zatímco v 1. a 2. metodě je N_f funkcí F , 3. metoda vychází ze zpracování snímků průběhu zkoušky, a proto N_f není závislé na F , ale na mnoha jiných faktorech jako je: kvalita nástřiku, adheze nástřiku k materiálu, rozlišení kamer, místo iniciace trhliny (zda je na straně pozorované kamerami nebo odvrácené), stálost osvětlení, velikost deformace ap.

Z důvodů velkého množství podstatných vlivů proto není v následujícím zpracování použita 3. metoda, ale data získaná metodou 1 (pokles reakční síly o 20 % vůči F_{max}).

4.4.8 Určení amplitudy celkového přetvoření ε_{at}

Amplituda celkového přetvoření ε_{at} je deterministická veličina, kterou je třeba stanovit z naměřeného průběhu ε_y , viz *Obrázek 4.17*. V porovnání s normovanými zkouškami, které předpokládají konstantní amplitudu jednoosého přetvoření, je očividné, že se ve skutečnosti nejedná o průběh s konstantní amplitudou přetvoření. Na průběhu ε_y měřeném DIC jsou znáta stadia únavového procesu (kapitola 2.2), přičemž dochází k nárůstu středního přetvoření ε_y^{mid} .

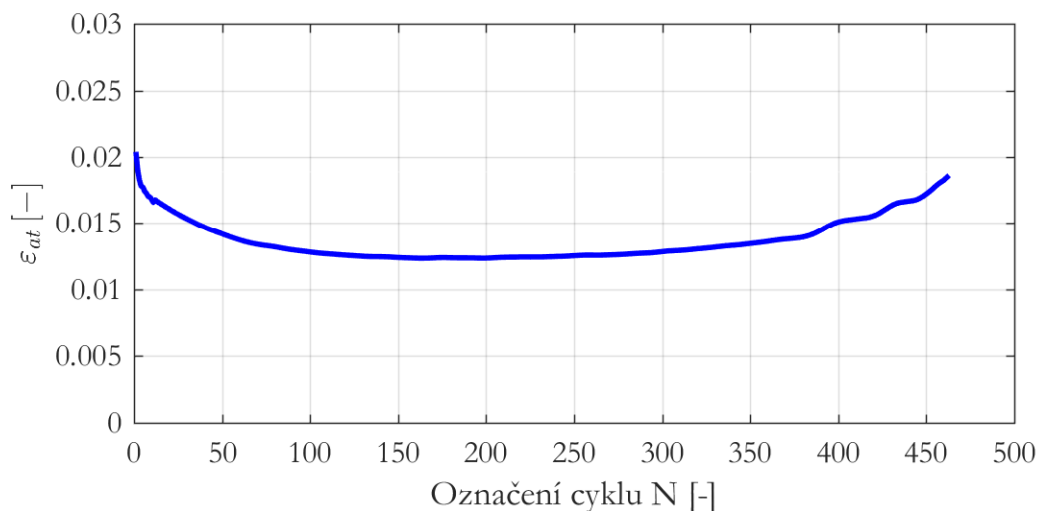


Obrázek 4.17: Průběh osového přetvoření vzorku 20A2 (teplota 20 °C)

Z důvodu malého vlivu středního přetvoření na celkovou životnost není tento vliv při určování ε_{at} uvažován. Průběh amplitudy celkového přetvoření (*Obrázek 4.18*) je poté přepočítán vztahem na:

$$\varepsilon_{at}^* = \frac{\varepsilon_y^{max*} - \varepsilon_y^{min*}}{2} \quad (4.5)$$

kde ε_{at}^* , ε_y^{max*} , ε_y^{min*} představují aktuální hodnoty přetvoření daného cyklu N .



Obrázek 4.18: Průběh amplitudy celkového přetvoření po zanedbání vlivu středního přetvoření (zkušební těleso 20A2)

Výsledná hodnota ε_{at} je určena z poloviny životnosti tělesa z cyklu označeného hodnotou $N_f/2$.

Jedná se o konzervativní přístup, který vychází ze způsobu určení saturované hysterezní smyčky. Tento způsob je „odolný“ vůči změnám amplitudy na počátku vlivem zpevnění nebo změkčení materiálu a na konci zkoušky, kdy materiál degraduje.

4.5 Výsledky měření

4.5.1 Únavové křivky životnosti

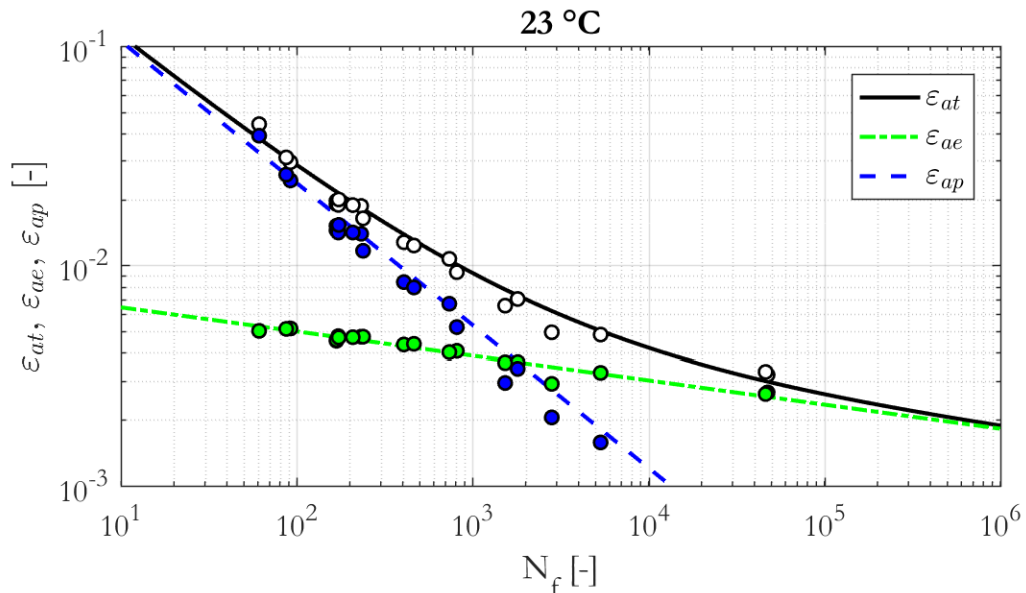
Křivky životnosti jsou stanoveny jako závislosti jednotlivých složek amplitudy celkového přetvoření ε_{at} na počtu cyklů do lomu N_f . Celkové přetvoření ε_{at} je rozděleno na základě aditivního zákona (2.2) na elastickou složku ε_{ae} a plastickou složku ε_{ap} . Pro výpočet elastické složky přetvoření je třeba znát amplitudu napětí σ_a , která je určena z cyklu v polovině životnosti. Veličiny ε_{at} , ε_{ae} , ε_{ap} , σ_a , N_f jsou uvedeny v příloze (*Tabulka 19* a *Tabulka 20*).

Složky přetvoření vyjadřují vztahy:

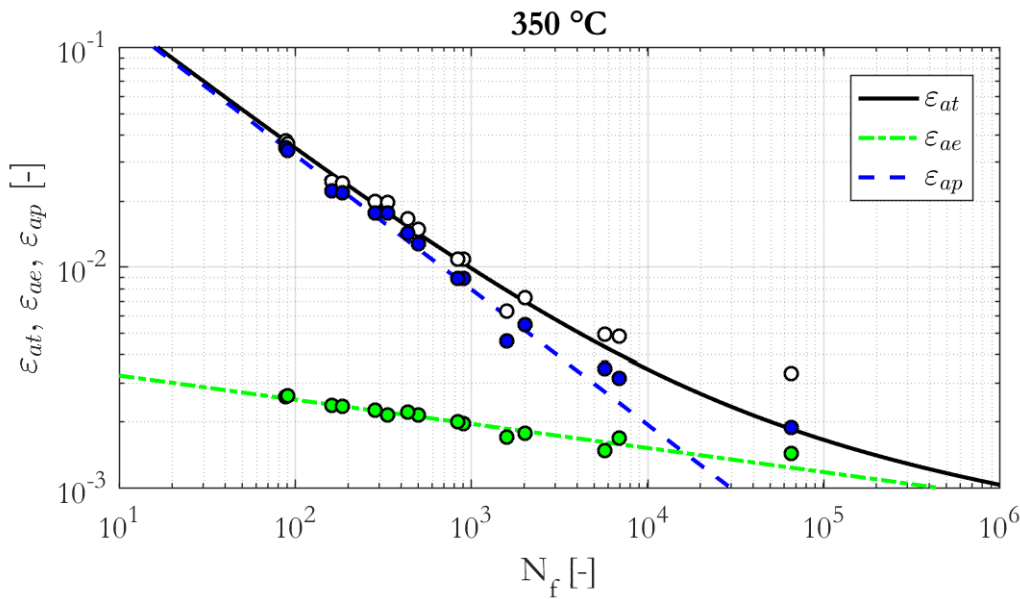
$$\varepsilon_{ae} = \frac{\sigma_a}{E} \quad (4.6)$$

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon_{at} - \varepsilon_{ae} = \varepsilon_{at} - \frac{\sigma_a}{E} \quad (4.7)$$

Únavové křivky životnosti jsou uvedeny odděleně pro jednotlivé teploty (*Obrázek 4.19*, *Obrázek 4.20*). Experimentální body závislosti ε_{ae} na N_f jsou aproximovány křivkou Basquin (2.3) a ε_{ap} na N_f křivkou Manson – Coffin (2.3). Hodnoty parametrů vystupujících v těchto křivkách spolu s jejich směrodatnými odchylkami jsou určeny regresní analýzou v programu Matlab a uvedeny v tabulce (*Tabulka 2*). Zjištěné parametry jsou dosazeny do vztahu pro únavovou křivku typu Morrow (2.5), která je do výše zmíněných obrázků vykreslena spolu experimentálními body závislosti ε_{at} na N_f .



Obrázek 4.19: Závislost amplitudy celkového přetvoření ε_{at} , amplitudy elastického přetvoření ε_{ae} a amplitudy plastického přetvoření ε_{ap} na počtu cyklů do lomu N_f při teplotě 23 °C



Obrázek 4.20: Závislost amplitudy celkového přetvoření ε_{at} , amplitudy elastického přetvoření ε_{ae} a amplitudy plastického přetvoření ε_{ap} na počtu cyklů do lomu N_f při teplotě 350 °C

Tabulka 2: Parametry křivek nízkocyklové únavy austenitické oceli

Teplota [°C]	σ'_f [MPa]	b [-]	ε'_f [MPa]	c [-]
23	1390 ± 64	$-0,11 \pm 0,007$	$0,732 \pm 0,19$	$-0,647 \pm 0,047$
350	$785,1 \pm 47,6$	$-0,11 \pm 0,009$	$0,822 \pm 0,11$	$-0,611 \pm 0,023$

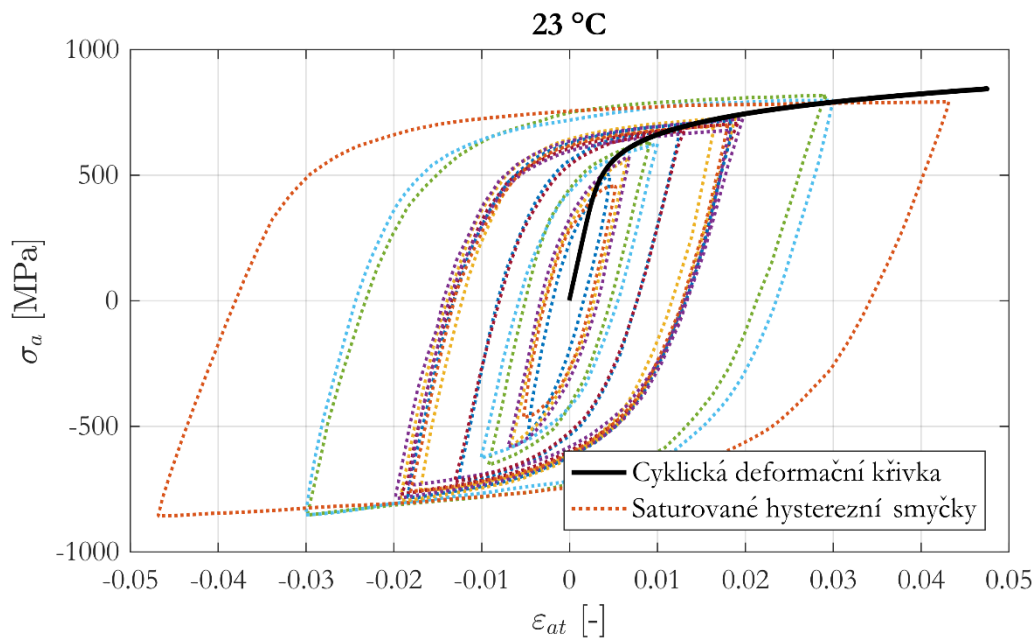
4.5.2 Cyklická deformační křivka

Cyklické deformační křivky jsou určeny ve formě závislosti amplitudy napětí σ_a na amplitudě celkového přetvoření ε_{at} . Hodnoty ε_{at} , σ_a jsou stanoveny v polovině životnosti zkušebního tělesa a jsou uvedeny v příloze (Tabulka 19, Tabulka 20). Cyklické deformační křivky jsou prezentovány, viz Obrázek 4.21, Obrázek 4.22.

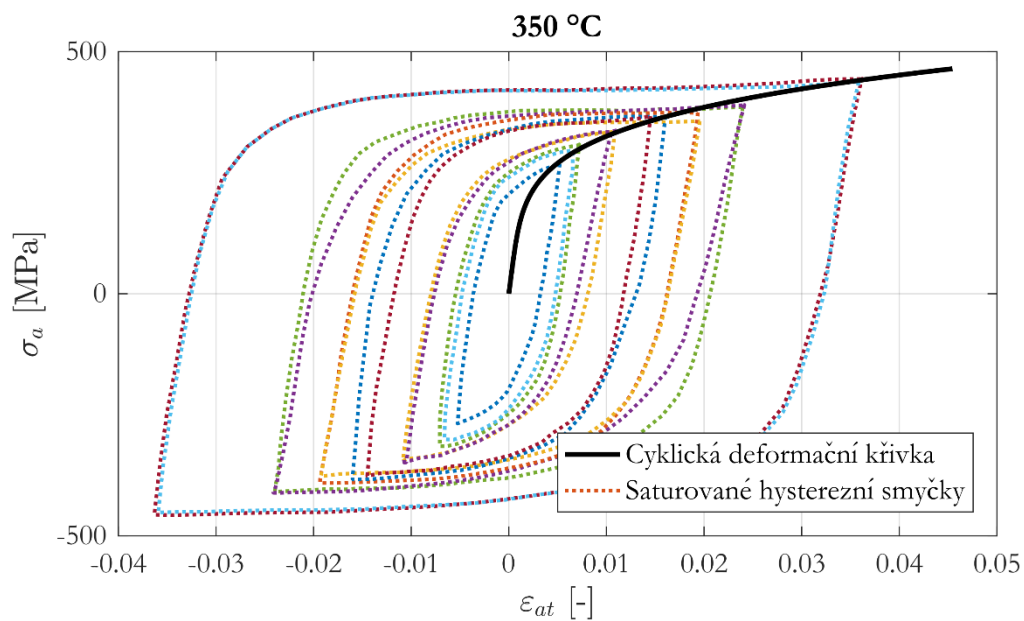
Experimentální hodnoty závislosti σ_a na ε_{at} jsou pro každou teplotu aproximovány mocninou závislosti, někdy též nazývanou vztah Ramberg – Osgood:

$$\varepsilon_{at} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (4.8)$$

kde K' představuje koeficient cyklického zpevnění a n' exponent cyklického zpevnění. Hodnoty těchto konstant se směrodatnými odchylkami jsou stanoveny regresní analýzou v programu Matlab R2018b a jsou uvedeny (Tabulka 3) pro obě měřené teploty. Koeficient determinace R^2 , který označuje míru kvality regresního modelu, přesahuje hodnotu 0,93 při teplotě 23 °C a $R^2=0,98$ za zvýšené teploty.



Obrázek 4.21: Cyklická deformační křivka austenitické oceli při teplotě 23 °C



Obrázek 4.22: Cyklická deformační křivka austenitické oceli při teplotě 350 °C

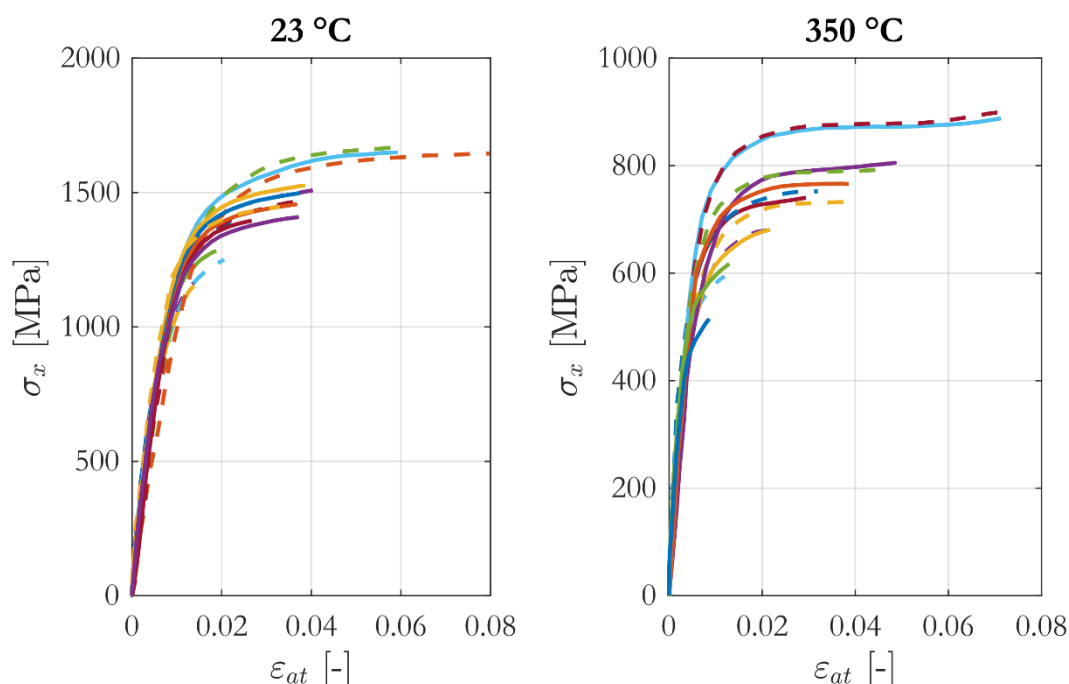
Tabulka 3: Konstanty cyklických deformačních křivek

Teplota [°C]	K' [MPa]	n' [-]
23	1239 ± 61	$0,123 \pm 0,016$
350	$908,4 \pm 42,1$	$-0,121 \pm 0,014$

4.5.3 Experimentálně zjištěné chování

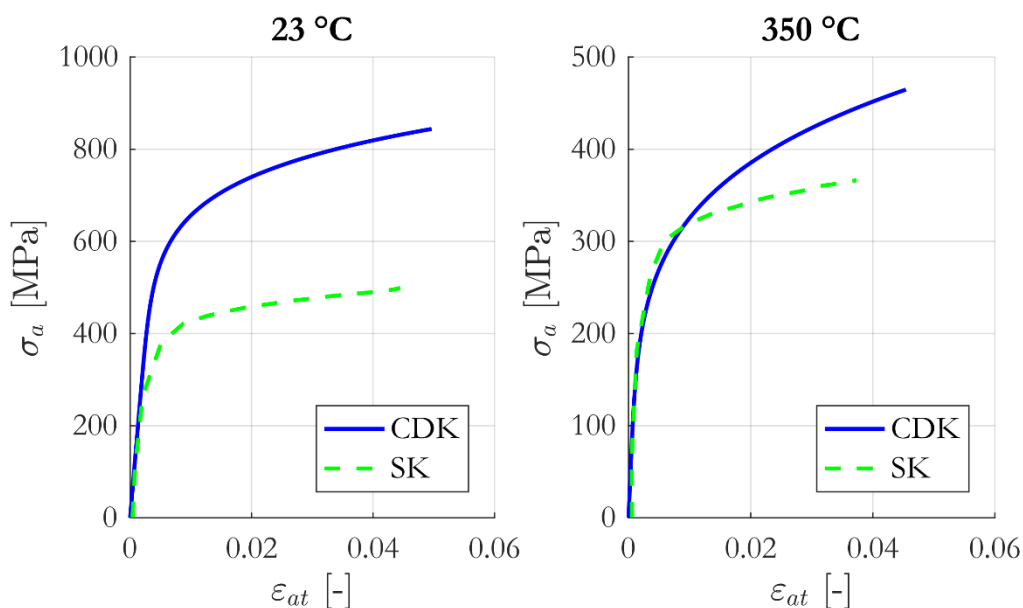
Z experimentálně získaných dat jsou vyvozeny závěry o chování zkoumaného materiálu, nezbytné pro správnou volbu modelu materiálu. Chování cyklicky zatěžovaného materiálu je blíže popsáno v kapitole 2.3.

Obrázek 4.23 znázorňuje porovnání tahových částí saturovaných hysterezních smyček přesunutých do počátku souřadného systému. Je patrné, že materiál v obou případech nevykazuje Masingovo chování. Mez kluzu je závislá na amplitudě přetvoření. To je třeba brát v úvahu při volbě a kalibraci modelu materiálu.



Obrázek 4.23: Tahové větve saturovaných hysterezních smyček přesunutě do počátku souřadného systému.

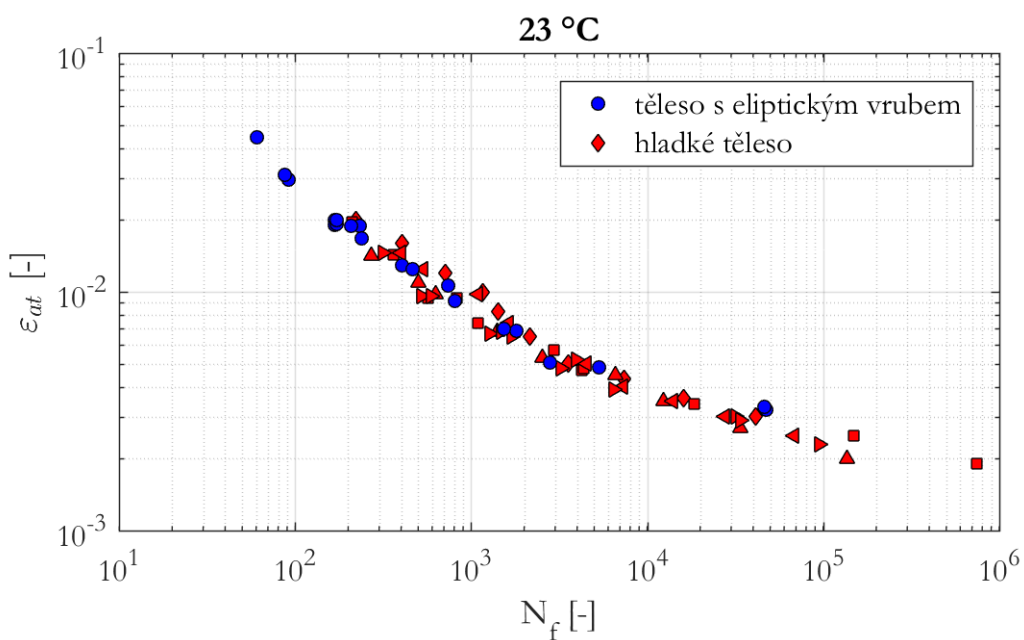
Na základě porovnání cyklických deformačních křivek (CDK) se statickými křivkami (SK) (Obrázek 4.24) je zjišťováno, zda materiál změkčuje či zpevňuje. Použité statické křivky jsou získány z nultého tahového cyklu reprezentativního vzorku. Zkoumaný materiál při teplotě 23 °C výrazně zpevňuje. Za zvýšené teploty 350 °C je zjištěno, že materiál vykazuje změkčující chování v oblasti do 1 % ϵ_{at} . Při zatížení nad tuto hodnotu se mění charakter chování materiálu na cyklické zpevnění.



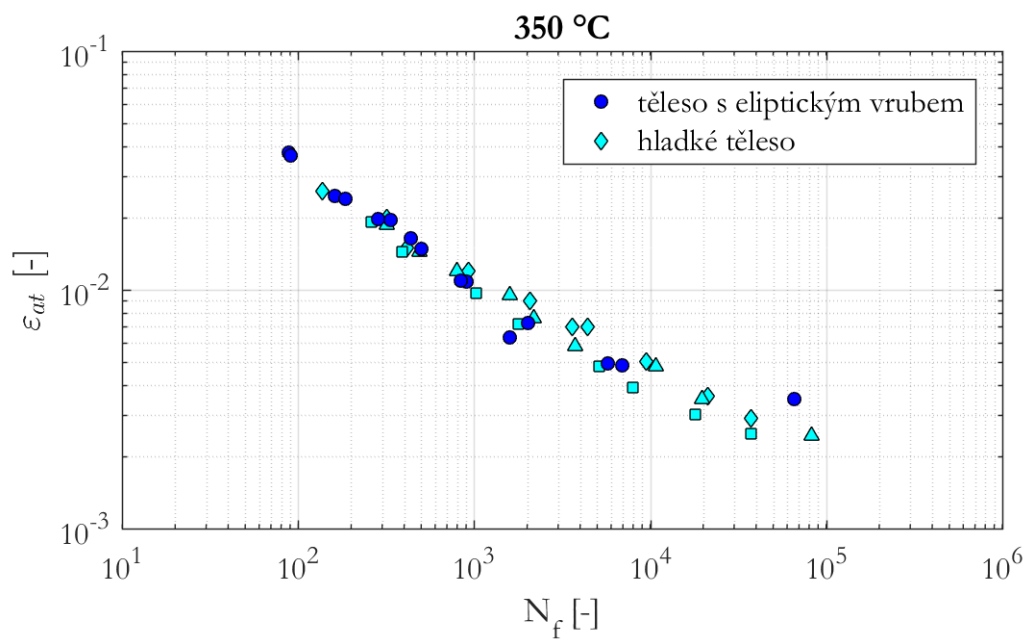
Obrázek 4.24: Cyklická deformační křivka (CDK) a statická křivka (SK)

4.5.4 Porovnání výsledků měření NCÚ těles s odlišnou geometrií

Experimentální data získaná v rámci této práce na zkušebních tělesech s eliptickým vrubem jsou porovnávána s historickými daty ze zkoušek nízkocyklové únavy. Historickými daty jsou zde myšleny výsledky komerčních a výzkumných prací provedených v bývalém Československu v několika laboratořích. Všechna historická data byla měřena na hladkých zkušebních tělesech pro teploty 23 °C a 350 °C, viz Obrázek 4.25 a Obrázek 4.26, a zahrnují měření zkušebních těles vyrobených z různých polotovarů jako např. výkovky, odlitky, desky atd.



Obrázek 4.25: Porovnání experimentálních bodů s historickými výsledky při teplotě 23 °C



Obrázek 4.26: Porovnání experimentálních bodů získaných měřením těles s historickými výsledky při teplotě 350 °C

5 MODEL MATERIÁLU

Hodnocení únavové životnosti součástí jaderných komponent předchází deformačně napět'ová analýza, u které mají podstatný vliv na výsledky vstupní charakteristiky materiálu zahrnuté ve výpočtovém modelu v podobě modelu materiálu.

Model materiálu je popsán konstitutivními vztahy, jejichž parametry jsou zjišťovány na základě experimentálního měření. V případě nízkocyklové životnosti dochází k opakovaným plastickým deformacím. Model materiálu musí obsahovat popis chování cyklicky zatěžovaného materiálu v plastické oblasti a zároveň je zde apelováno na jednoduchost modelu kvůli použití v inženýrské praxi.

V této kapitole je popsána základní inkrementální teorie plasticity, která slouží jako matematický aparát umožňující výpočtově modelovat časově nezávislé elasto – plastické úlohy. Dále jsou popsány modely materiálu vycházející z této teorie a implementované v komerčně používaném programu Ansys 19.2. Na základě provedeného měření jsou vybrány modely vhodné k popisu zkoumaného materiálu, pro které jsou zjištěny materiálové konstanty vystupující v konstitutivních vztazích.

5.1 Inkrementální teorie plasticity

Základem inkrementální teorie plasticity je rozdělení celkového přetvoření na elastickou a plastickou složku. Tato dekompozice je označována jako aditivní zákon. Elastická složka přetvoření je přímo úměrná zatížení a je vratná. K rozvoji plastické složky přetvoření dochází po překročení elastických limit (mez kluzu, mez úměrnosti). Tato složka přetvoření je nevratná a její hodnota závisí na celé historii zatěžování. Při výpočtovém modelování je proto vyžadováno zadání celé sekvence zatěžovacích (a odlehčovacích) kroků odpovídajících skutečnému zatěžování [21].

Inkrementální teorie plasticity má tři základní komponenty:

- Podmínka plasticity
- Zákon tečení
- Zpevnění materiálu

5.1.1 Podmínka plasticity

Vznik nevratných plastických deformací je podmíněn překročením meze kluzu σ_k . Tato skutečnost je ošetřena mezní podmínkou plasticity, která má tvar skalární funkce závislé na hodnotě napětí složek tenzoru napětí σ a historii zatěžování vyjádřené proměnou ξ . Pro obecnou napjatost je napětí vyjadřováno pomocí redukovaného napětí (σ) určeného skalární funkcí $F(\sigma)$ [22]. Obecně má podmínka plasticity tvar:

$$f(\sigma, \xi) = F(\sigma) - \sigma_k(\xi) = 0 \quad (5.1)$$

Základní podmínky plasticity jsou podmínka HMH (von Mises) a podmínka max τ (Tresca).

Redukované napětí HMH je vyjádřeno z hlavních napětí $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ve tvaru:

$$F(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (5.2)$$

Plocha plasticity podmínky HMM má v prostoru hlavních napětí tvar válce.

U podmínky $\max \tau$ tvoří plochu plasticity šestiboký válec a redukované napětí je vyjádřeno ve formě:

$$F(\boldsymbol{\sigma}) = |\max(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) - \min(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)| \quad (5.3)$$

5.1.2 Zákon tečení

Zákon plastického tečení určuje přírůstek plastického přetvoření $d\epsilon_p$ v závislosti na přírůstku napětí $d\sigma$ [21].

$$d\epsilon_p = \lambda \frac{dQ}{d\sigma} \quad (5.4)$$

λ představuje plastický multiplikátor (rozhoduje o velikosti přírůstku) a Q plastický potenciál, obvykle totožný s plochou plasticity $f(\sigma, \xi)$.

5.1.3 Zpevnění materiálu

U většiny kovových materiálů je podmínka plasticity závislá na historii zatěžování a přírůstku plastického přetvoření $d\epsilon_p$. Změna plochy plasticity v závislosti na zatížení je nazývána zpevněním a definována pravidlem zpevnění popsaném v [22].

Vývoj plochy plasticity lze v zásadě rozdělit na dva typy zpevnění: izotropní a kinematické [22].

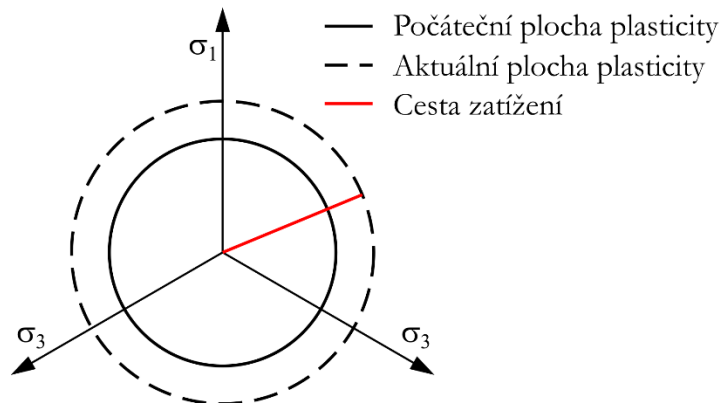
- **Izotropní zpevnění**

Izotropní zpevnění má za následek zvětšení plochy plasticity ve všech směrech stejně, přičemž počátek zůstává zachován (Obrázek 5.1). Tento typ zpevnění popisuje materiály, které nevykazují Masingovo chování (kapitola 2.3.2) a dochází u nich ke změně meze kluzu vlivem cyklického zatížení.

Podmínka plasticity má tvar:

$$F(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_k(\xi) = 0 \quad (5.5)$$

Člen $\sigma_k(\xi)$ vyjadřuje změnu plochy plasticity v závislosti na historii zatížení.



Obrázek 5.1: Vývoj plochy plasticity při izotropním zpevnění

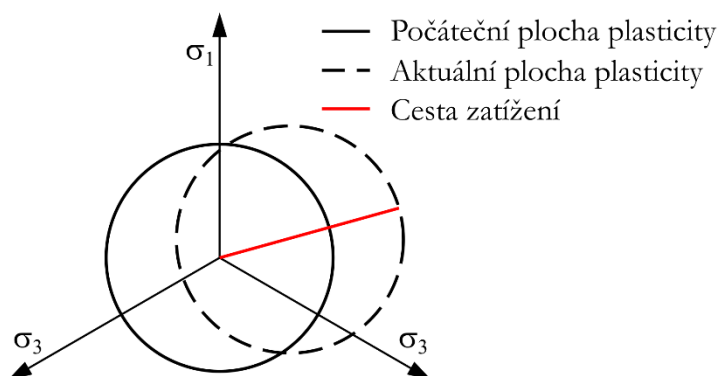
- **Kinematické zpevnění**

Kinematické zpevnění se projevuje posunem plochy plasticity ve směru působícího napětí (Obrázek 5.2). Tento typ zpevnění odpovídá experimentálně prokázanému Bauschingerovu efektu (kapitola 2.3.1).

Pro kinematické zpevnění má podmínka plasticity tvar:

$$F(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}) - \sigma_k = 0 \quad (5.6)$$

kde $\boldsymbol{\alpha}$ je označován jako tenzor kinematického zpevnění, který definuje aktuální polohu středu plochy plasticity [8].



Obrázek 5.2: Vývoj plochy plasticity při kinematicém zpevnění

Pro oba typy zpevnění existuje řada modelů popsanych konstitutivními vztahy, které mají za cíl modelovat chování skutečného materiálu.

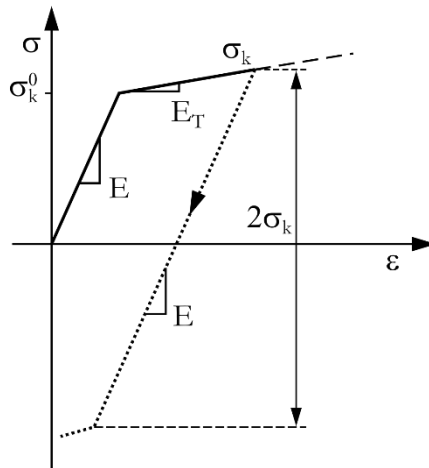
5.2 Modely izotropního zpevnění

Modely izotropního zpevnění jsou vhodné pro popis chování monotónně zatěžovaného materiálu v oblasti plasticity. V případě cyklického zatížení výsledky deformačně napěťové analýzy neodpovídají skutečnému stavu součásti, dochází k přílišnému nárůstu meze kluzu. Proto se pro popis cyklické plasticity používají kombinované modely izotropního a kinematického zpevnění, které lépe vystihují chování materiálu [22].

Tři základní typy modelů izotropního zpevnění jsou: bilineární, multilineární a nelineární modely. Všechny tyto typy předpokládají podmínku plasticity HMM.

5.2.1 Bilineární model izotropního zpevnění

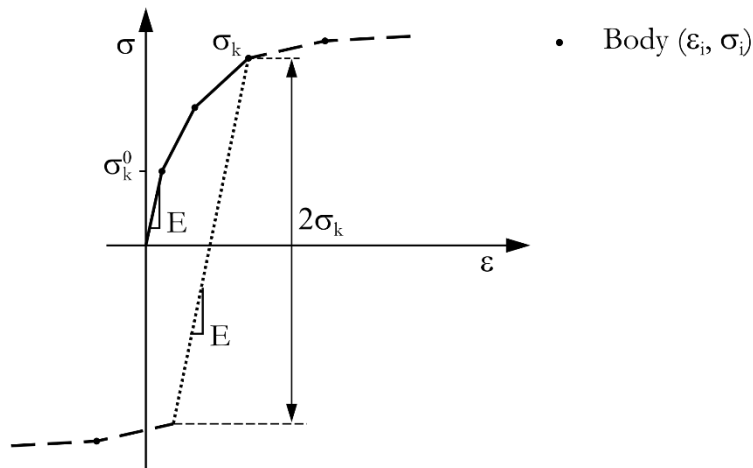
Model bilineárního izotropního zpevnění je jednoduchý model zpevnění, který lineárně popisuje oblast elastických deformací i oblast plastických deformací. Při prvním zatěžování dochází po překročení počáteční hodnoty σ_k k jejímu nárůstu lineárně se zatížením. Parametry potřebné k definování takového modelu jsou: modul pružnosti E , mez kluzu σ_k a modul oblasti plastické deformace E_T . Obrázek 5.3 znázorňuje vývoj meze kluzu z počáteční hodnoty σ_k^0 nezatěžovaného materiálu na aktuální hodnotu σ_k . Při odlehčení a následném tlakovém zatížení se materiál chová elasticky do dvojnásobku aktuální meze kluzu reverzního zatížení.



Obrázek 5.3: Deformačně napět'ová odezva bilineárního modelu materiálu [22]

5.2.2 Multilineární model izotropního zpevnění

Multilineární model izotropního zpevnění popisuje závislost $\sigma - \varepsilon$ a vývoj σ_k pomocí n lineárních oblastí. Parametry modelu jsou body závislosti σ na ε_p cyklické deformační křivky.



Obrázek 5.4: Deformačně napět'ová odezva multilineárního modelu izotropního zpevnění [22]

5.2.3 Nelineární model izotropního zpevnění, Voce

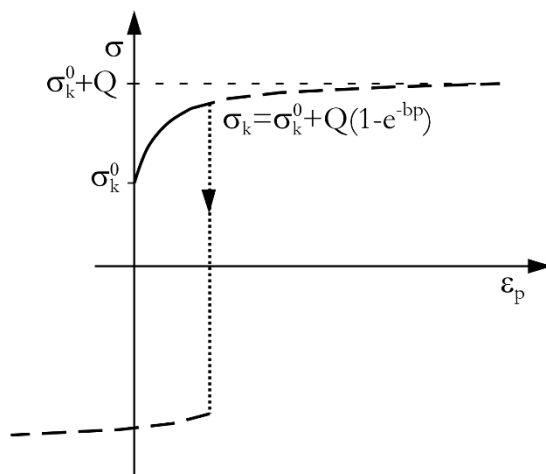
Model nelineárního izotropního zpevnění je popsán vztahem, který navrhl Voce [23].

$$dR = b(Q - R)dp \quad (5.7)$$

kde R se označuje jako izotropní zpevnění závislé na akumulované plastické deformaci p . Q a b jsou parametry modelu. Integrací je získán vztah, který má pro nezatěžovaný materiál tvar:

$$R = Q(1 - e^{-bp}) \quad (5.8)$$

Jedná se o rovnici exponenciály, kde Q představuje hodnotu asymptoty a b exponent.



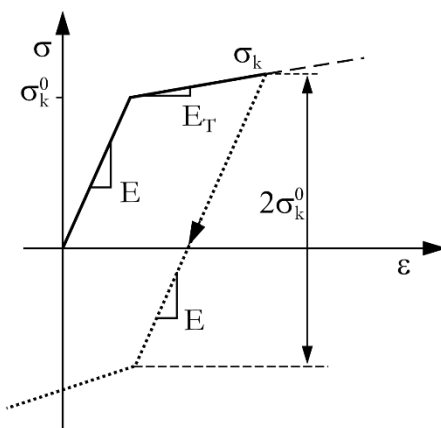
Obrázek 5.5: Deformačně napět'ová odezva modelu izotropního zpevnění Voce

5.3 Modely kinematického zpevnění

Kinematické zpevnění je vhodné pro popis monotónně i cyklicky zatěžovaného materiálu a je stejně jako izotropní zpevnění modelováno třemi základními typy modelů: bilineární, multilineární a nelineární. U modelů kinematického zpevnění dochází k rozvoji tenzoru kinematického zpevnění α ve směru tzv. efektivního napětí, což v případě jednoosého zatěžování představuje pouze tahové napětí.

5.3.1 Bilineární model kinematického zpevnění

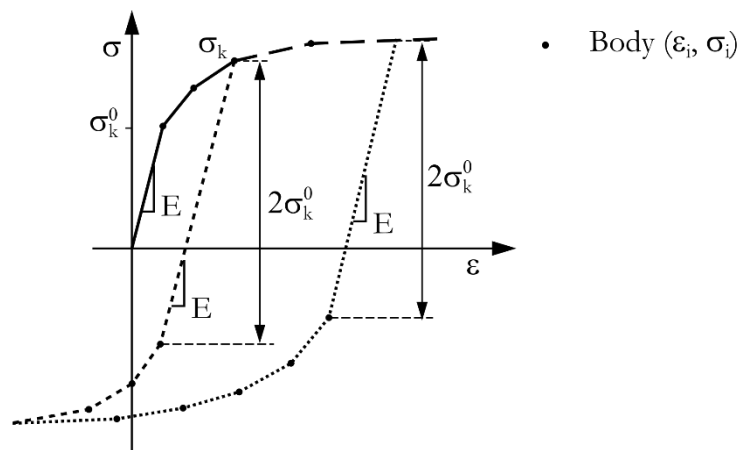
Bilineární model má lineární závislost $\sigma - \epsilon$ v elastické oblasti se směrnici E a v plastické oblasti modulem E_T .



Obrázek 5.6: Závislost napětí na přetvoření bilineárního modelu kinematického zpevnění [22]

5.3.2 Multilineární model kinematického zpevnění

U multilineárního modelu kinematického zpevnění se rozvíjí α po multilineární křivce efektivního napětí a přetvoření, která je definována body cyklické deformační křivky.



Obrázek 5.7: Závislost napětí na přetvoření multilinéárního modelu kinematického zpevnění

5.3.3 Nelineární model kinematického zpevnění Chaboche

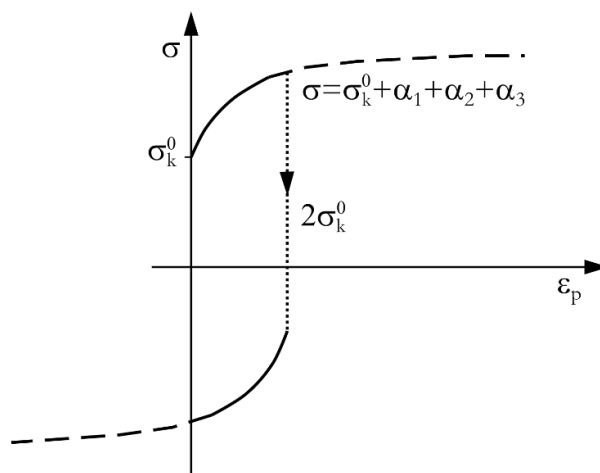
Prezentovaný nelineární model kinematického zpevnění navrhl Chaboche [24]. Tento model bývá často označován jen model Chaboche. Model je tvořen superpozicí tenzorů α :

$$\alpha = \sum_{i=1}^M \alpha_i \quad (5.9)$$

kde M je počet všech členů a i číslo daného členu. Pro změnu každé části tenzoru α platí Armstrong – Frederickovo pravidlo (5.10) [25], ve kterém vystupují C_i , γ_i jako materiálové parametry.

$$d\alpha_i = \frac{2}{3} C_i d\varepsilon_p - \gamma_i \alpha_i dp \quad (5.10)$$

Obecně se používají modely s $M = 2, 3$. Použití vyššího počtu členů má zanedbatelný vliv na modelované chování materiálu, a proto je jejich přidání zbytečné [8]. Modelem Chaboche lze popsat i ratcheting, který zohledňuje poslední člen superponovaného kinematického tenzoru α . Aby daný model saturoval, volí se u posledního členu α konstanta $\gamma = 0$.



Obrázek 5.8: Deformačně napětíová odezva modelu kinematického zpevnění Chaboche

Pro případ cyklického zatěžování se určují parametry z cyklické deformační křivky nebo široké saturované hysterezní smyčky. Parametry C_i, γ_i modelu kinematického zpevnění bez uvážení ratchetingu lze určit kalibrací široké **hysterezní smyčky** vztahem (5.11).

$$\sigma = \sigma_k + \sum_{i=1}^{M-1} \frac{C_i}{\gamma_i} (1 - 2e^{-\gamma_i(\varepsilon_p - (-\varepsilon_{ap}))}) + C_M \varepsilon_p \quad (5.11)$$

Vztah pro kalibraci z **cyklické deformační křivky** je ve tvaru:

$$\sigma = \sigma_k + \sum_{i=1}^M \frac{C_i}{\gamma_i} \tanh(\gamma_i \varepsilon_p) + C_M \varepsilon_p \quad (5.12)$$

Funkce $\tanh(x)$ představuje hyperbolický tangens x . Parametr C udává směrnici tečny k dané části křivky a uvádí se v **MPa**. Parametr γ lze popsat, jako míru poklesu zpevnění. Jedná se o bezrozměrný parametr.

5.4 Volba modelu materiálu

Jedním ze zadaných cílů této práce je kalibrace modelu materiálu komponent jaderných zařízení. Model by měl být snadno implementovatelný do výpočtových modelů používaných k hodnocení únavové životnosti. Vzhledem k zjištěnému chování materiálu je třeba zvolit vhodný model, který dokáže toto chování popisovat.

První důležité zjištění je, že materiál nevykazuje Masingovo chování, tedy je izotropně zpevňující / změkčující. Ovšem jak bylo zmíněno výše, samotný model izotropního zpevnění není vhodný pro popis cyklického chování. Proto se jako základ používá model kinematického zpevnění, vhodný k modelování cyklického chování. Tento model je možné rozšířit o model izotropního zpevnění.

Jako základní model je zvolen model nelineárního kinematického zpevnění Chaboche, který dokáže dobře vystihnout nelineární rozvoj plastického přetvoření. Tento model je kalibrován samostatně a v kombinaci s modelem izotropního zpevnění Voce. Jedná se tedy o dva typy modelů různé úrovně.

- **Model nelineárního kinematického zpevnění Chaboche**

Jedná se o model nižší úrovně, který je určen ke komerčnímu užití. Napět'ová odezva modelu odpovídá materiálu v ustáleném stavu. Izotropní zpevnění je u tohoto modelu zohledněno již v cyklické deformační křivce, případně saturované hysterezní smyčce, ze kterých je daný model kalibrován. Model Chaboche dokáže popsat Bauschingerův efekt a je k němu možné přidat i ratcheting. Tento model popisuje pouze saturovaný stav materiálu, což je žádoucí pro hodnocení životnosti.

- **Model kombinované zpevnění Chaboche, Voce**

Kombinovaný model zpevnění je vhodný k popisu vývoje plochy plasticity v průběhu cyklického zatěžování. Jedná se o model vyšší úrovně, který popisuje vývoj izotropního i kinematického zpevnění v závislosti na historii zatěžování. Plocha plasticity se tedy bude vlivem zatížení zvětšovat a zároveň posunovat. Model dokáže popsat vývoj izotropního zpevnění, avšak pro získání saturovaného stavu je nutné model cyklicky zatěžovat.

5.5 Kalibrace modelu kinematického zpevnění Chaboche

Jak je zmíněno v kapitole 5.3.3, model kinematického zpevnění Chaboche se skládá ze superpozice tenzorů kinematického zpevnění α , kde každý z těchto členů obsahuje materiálové parametry C a γ , viz rovnice (5.10). K použití tohoto modelu pro daný materiál se vyžaduje určení hodnot jednotlivých parametrů, a to z experimentálně naměřených dat. Jednou z možností nalezení hodnot modelu Chaboche je použití nelineární regresní analýzy, která optimalizuje hledané parametry.

V rámci této kapitoly je prezentováno určení parametrů modelu Chaboche se třemi členy kinematického tenzoru zpevnění ($M = 3$) pro zkoumaný materiál. Určení parametrů pro popis cyklického chování je provedeno z cyklických deformačních křivek stanovených pro daný materiál v kapitole 4.5.2, a také z hysterezních smyček. Hysterezní smyčky použité pro kalibraci jsou saturované hysterezní smyčky referenčních zkušebních těles zatěžovaných na hladinách $\varepsilon_{at} = 1,28; 1,87; 2,96 \%$ při teplotě 23°C a $\varepsilon_{at} = 1,65; 1,96; 3,75 \%$ za zvýšené teploty 350°C .

Prezentované postupy určení parametrů vychází z literatury [8], [26] a skládají se z těchto kroků:

- Počáteční odhad parametrů
- Optimalizace parametrů nelineární regresní analýzou

Nelineární regrese je provedena metodou nejmenších čtverců.

5.5.1 Určení konstant modelu Chaboche z cyklické deformační křivky

Model Chaboche, skládající se ze 3 členů kinematického tenzoru zpevnění obsahuje 6 neznámých konstant $C_1, \gamma_1, C_2, \gamma_2, C_3, \gamma_3$. Jelikož se neuvažuje ratcheting je $\gamma_3 = 0$. Konstanty se určí proložení cyklické deformační křivky rovnicí (5.12), která je pro daný typ modelu ve tvaru:

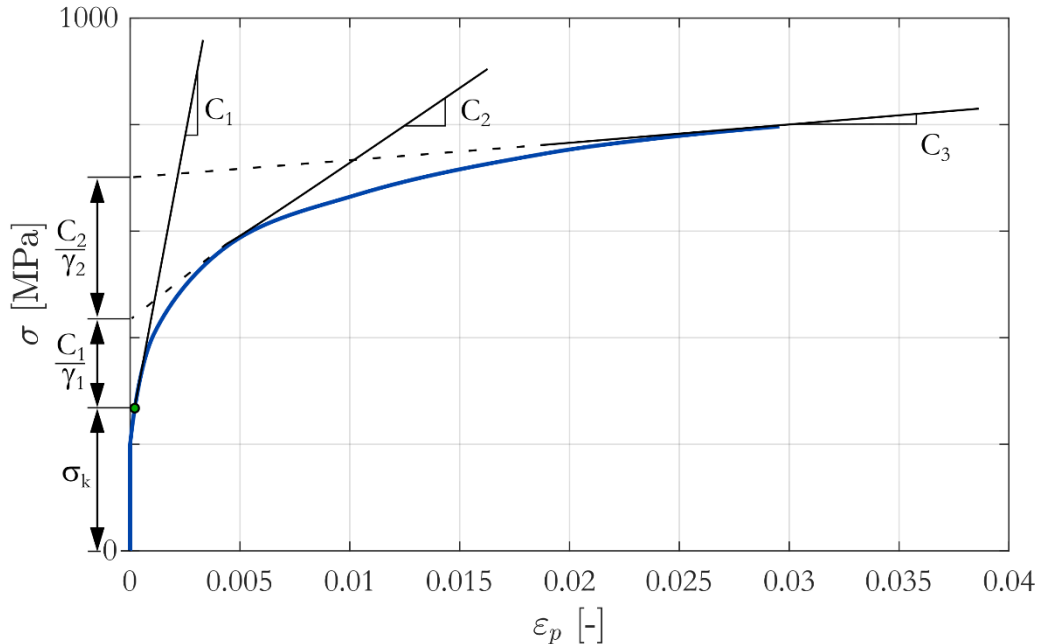
$$\sigma = \sigma_k + \frac{C_1}{\gamma_1} \tanh(\gamma_1 \varepsilon_p) + \frac{C_2}{\gamma_2} \tanh(\gamma_2 \varepsilon_p) + C_3 \varepsilon_p \quad (5.13)$$

Před provedením nelineární regrese je vhodné provést počáteční odhad těchto konstant a tím zvýšit pravděpodobnost úspěchu optimalizace.

Počáteční odhad konstant se provádí z cyklické deformační křivky, jejíž složku plastického přetvoření popisuje vztah Ramberg – Osgood (4.8). Hodnoty parametrů tohoto vztahu pro zkoumanou austenitickou ocel uvádí *Tabulka 3*. Z této závislosti (4.8) je nejdříve určena mez kluzu σ_k jejíž hodnota odpovídá napětí při 0,2 % plastického přetvoření. Odhad parametrů modelu Chaboche je proveden na základě grafické interpretace významu jednotlivých parametrů zobrazené, viz *Obrázek 5.9* následujícím postupem:

1. Nejdříve je určen C_1 jako směrnice tečny v bodě stanovené meze kluzu.
2. Dále je určen parametr C_3 ze směrnice přímky aproximující body koncové oblasti křivky.
3. Parametr C_2 je ideálně určit z přímky, která prokládá body ve středu oblasti křivky mezi předešlými přímkami.

4. Odhad parametrů γ_1, γ_2 se určí z poměrů $C_1/\gamma_1, C_2/\gamma_2$, jejichž hodnoty představují rozdíl posunutí interpolovaných přímek, viz zakótované rozměry (Obrázek 5.9).



Obrázek 5.9: Grafická interpretace parametrů modelu Chaboche ($M = 3$) z plastické složky přetvoření cyklické deformační křivky

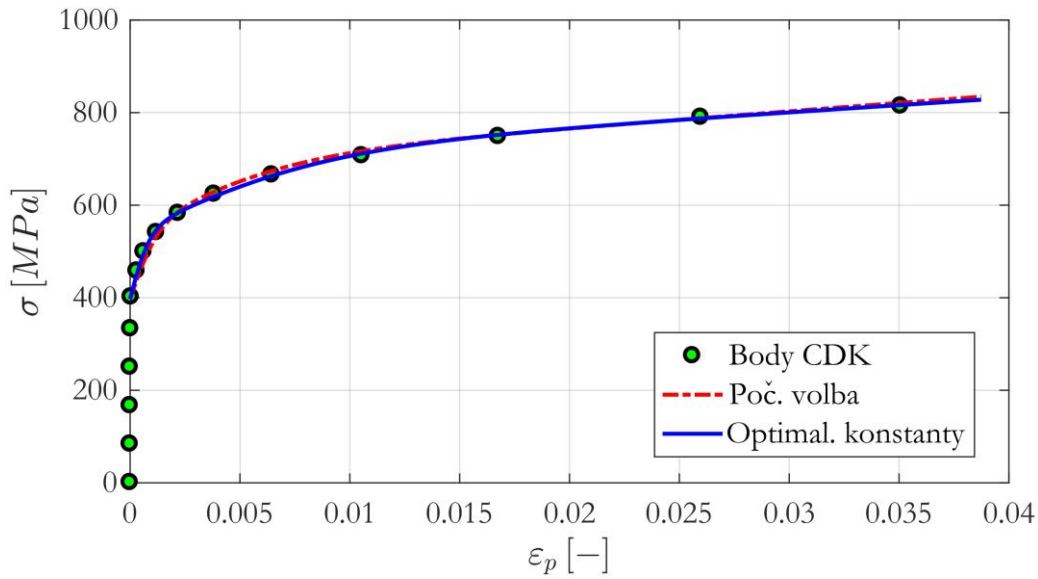
Optimalizace parametrů modelu Chaboche je provedena v programu Matlab pomocí funkce *fit* s nastavením algoritmu Levenberg – Marquardtov. Během optimalizace se ukázalo, že pro dosažení vysokého koeficientu determinace R^2 je vhodné optimalizovat parametry na upravené závislosti Ramberg – Osgood. Použije se pouze část křivky nad σ_k , která je posunuta počátečním bodem do počátku souřadnicového systému. Následně se musí při nelineární regresi odstranit z prokládající funkce člen σ_k .

V programu Matlab je dále možné nastavit jednotlivé meze parametrů. Při dobrém počátečním odhadu postačuje nastavit, aby žádný z optimalizovaných parametrů nenabýval záporných hodnot. Napětíově deformační odezva modelu před a po optimalizaci je vykreslena (Obrázek 5.10) spolu s plastickou složkou přetvoření cyklické deformační křivky. Z obrázku je patrné, že již počáteční odhad dokázal dobře vystihnout tvar CDK.

Kalibrace je provedena z cyklických křivek určených při teplotě 23 °C a 350 °C. Koeficient determinace R^2 je v obou případech vyšší než 0,99. Výsledné parametry uvádí Tabulka 4.

Tabulka 4: Parametry modelu Chaboche určené z cyklických deformačních křivek

Označení modelu	Teplota [°C]	σ_k [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]
CDK23	23	397,97	1574532,83	1218,24	22285,57	142,78	3985,5
CDK350	350	128,38	88894,72	1092,13	14980,09	131,60	3595,68



Obrázek 5.10: Kalibrace na plastickou složku přetvoření cyklické deformační křivky (23 °C) před a po optimalizaci

5.5.2 Určení parametrů modelu Chaboche ze saturované hysterezní smyčky

Parametry modelu se určují proložení tahové větve saturované hysterezní smyčky rovnicí (5.11). Pro model Chaboche, skládající se ze 3 superponovaných tenzorů kinematického zpevnění, nabývá tato rovnice tvaru:

$$\sigma = \sigma_k + \frac{C_1}{\gamma_1} \left(1 - 2e^{-\gamma_1(\varepsilon_p - (-\varepsilon_{ap}^*))} \right) + \frac{C_1}{\gamma_1} \left(1 - 2e^{-\gamma_1(\varepsilon_p - (-\varepsilon_{ap}^*))} \right) + C_3 \varepsilon_p \quad (5.14)$$

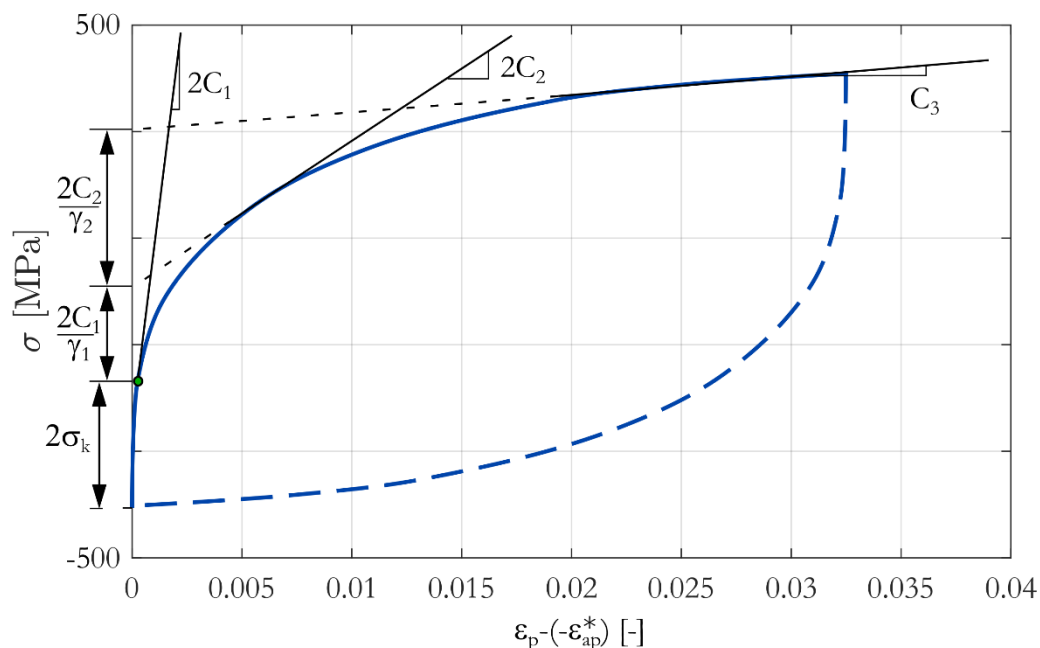
Parametry jsou zjištěny nelineární regresí, které předchází jejich počáteční odhad. Ten vychází z postupu uvedeného v [8], kde autor popisuje kalibraci modelu složeného ze dvou částí kinematického tenzoru zatížení ($M = 2$).

Pro určení parametrů modelu je třeba nejprve vypočítat plastickou složku přetvoření ε_p a stanovit hodnotu σ_k . V [8] je odečtena hodnota $2\sigma_k$ ze závislosti σ na $(\varepsilon_p - (-\varepsilon_{ap}^*))$ vykreslené viz Obrázek 5.11. V případě této práce jsou použity hodnoty určené z tahových zkoušek (Tabulka 1).

Odhad zbylých parametrů se provádí na základě grafické interpretace parametrů modelu Chaboche napasované na hysterezní smyčku, viz Obrázek 5.11. Postup počátečního odhadu je následující:

1. Dvojnásobek hodnoty parametru C_1 je dán směnicí tečny v bodě dvojnásobku meze kluzu $2\sigma_k$.
2. Parametr C_3 je směnice přímky aproximující body koncové oblasti křivky
3. Lineární aproximací bodů křivky ve střední oblasti je získána přímka, jejíž směnice je rovna dvojnásobku parametru C_2 .
4. Odhad parametrů γ_1, γ_2 se určí z poměrů $2C_1/\gamma_1, 2C_2/\gamma_2$, jejichž hodnoty představují rozdíl posunutí interpolovaných přímek viz zakótované rozměry (Obrázek 5.11).

Následně jsou odhadnuté počáteční parametry optimalizovány nelineární regresí.

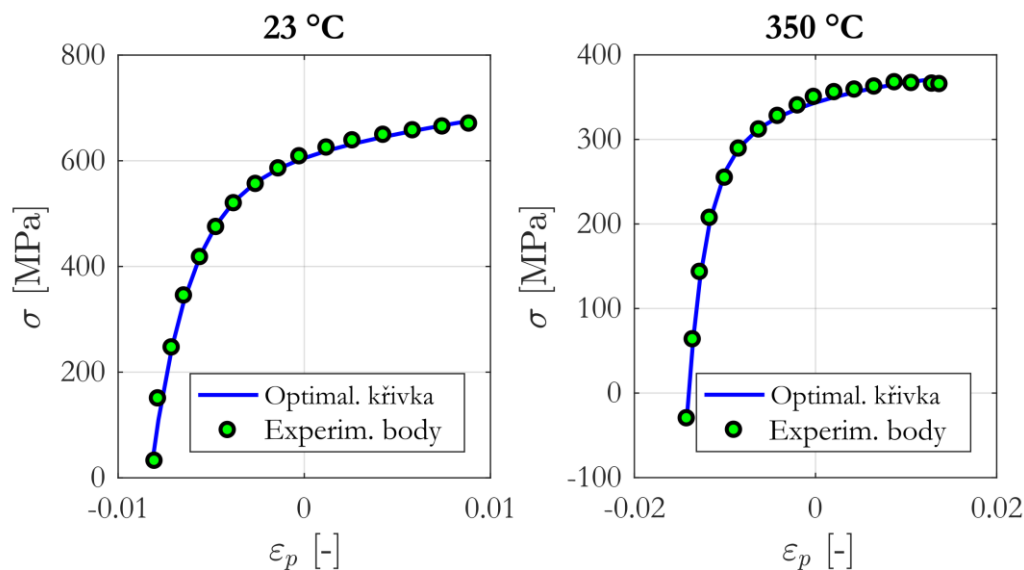


Obrázek 5.11: Grafická interpretace parametrů modelu Chaboche ($M = 3$) z plastickej složky přetvoření hysterezní smyčky

Celkem je kalibrováno 6 sad parametrů pro model kinematického zpevnění, a to pro 3 různé saturované hysterezní smyčky měřené při teplotě 23 °C a 3 sady pro hysterezní smyčky získané za zvýšené teploty. Výsledné parametry s označením kalibrovaných modelů jsou uvedeny, viz *Tabulka 5*. Koeficient determinace R^2 u všech kalibrovaných křivek přesahuje hodnotu 0,99. Ukázku proložené části hysterezní smyčky reprezentativních vzorků při obou teplotách zachycuje *Obrázek 5.12*. Proložená část tahové větve začíná v bodě $2\sigma_k$ a končí bodem horní úvratě.

Tabulka 5: Konstanty modelu Chaboche určené ze saturovaných hysterezních smyček

Označení modelu	Teplota [°C]	ϵ_{at} [%]	σ_k [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]
HS2A1	23	1,28	376,2	98342,33	329,30	10,00	0,36	2562,31
HS3A2	23	1,87	376,2	125179,52	403,86	4586,97	37,64	10
HS3A5	23	2,96	376,2	105778,02	303,24	5895,38	44,42	10
HS15D1	350	1,65	177	72100,79	574,55	8214,11	109,23	10
HS2D3	350	1,96	177	79867,26	633,25	6367,66	98,20	10
HS35D1	350	3,75	177	115327,88	834,02	18873,32	183,96	495,54



Obrázek 5.12: Experimentální body tabové části hysterezních smyček proložené kalibrační funkcí (modely HS2A1, HS15D1)

5.6 Kalibrace kombinovaného modelu zpevnění Chaboche, Voce

Kombinovaný model zpevnění je prezentovaný v článku [24] spolu s postupem jeho kalibrace. Skládá se ze superpozice modelu kinematického zpevnění Chaboche a izotropního zpevnění Voce. Zatímco výše kalibrovaný model Chaboche popisuje ustálené cyklické chování zkoumané austenitické oceli, kombinovaný model dokáže charakterizovat chování materiálu od počátečního nedeformovaného stavu do stavu saturovaného. V případě, že by materiál vykazoval Masingovo chování je model této úrovně zbytečný, avšak jak bylo ukázáno v kapitole 4.5.3, zkoumaná ocel Masingovo chování nevykazuje.

V případě této práce se kalibrace kombinovaného modelu provádí v této posloupnosti. Nejprve jsou určeny parametry modelu izotropního zpevnění a až poté modelu kinematického zpevnění. Důvodem je nutnost odečtení přírůstku napětí způsobeného izotropním zpevněním od celkového napětí saturované hysterezní smyčky, na kterou je kalibrován model kinematického zpevnění.

Postup kalibrace se skládá z těchto částí:

- Určení parametrů modelu izotropního zpevnění
- Určení parametrů modelu kinematického zpevnění

Pro kalibraci jsou použita data ze dvou referenčních zkušebních těles (3A5, 35D1, viz *Tabulka 19*, *Tabulka 20*) zatěžovaných vysokými amplitudami přetvoření při různých teplotách. Po celou dobu kalibrace se pracuje pouze s plastickou složkou přetvoření ε_p .

5.6.1 Určení parametrů modelu izotropního zpevnění

Model izotropního zpevnění byl stručně uveden v kapitole 5.2.3. Jak uvádí [24], určení konstant Q , b pro popis cyklického chování lze provést více způsoby. Z rozdílu cyklické deformační křivky a monotónní křivky, nebo z vyjádření izotropního zpevnění

v závislosti na akumulovaném plastickém přetvoření. Zde použitý postup využívá druhý způsob, pro který je potřeba mít experimentální data (napětí, přetvoření) pro každý zátěžový cyklus z celého průběhu zkoušky.

Maximální hodnota napětí σ_M každého cyklu spolu s hodnotami σ_{M0} a σ_{Ms} , které označují maximální napětí prvního cyklu a saturovaného cyklu, popisují vývoj izotropního zpevnění R v závislosti na akumulovaném plastickém přetvoření p podle následujícího vyjádření (5.15).

$$\frac{\sigma_M - \sigma_{M0}}{\sigma_{Ms} - \sigma_{M0}} \approx \frac{R}{Q} = 1 - e^{-bp} \quad (5.15)$$

Akumulované plastické přetvoření p je vyjádřeno vztahem:

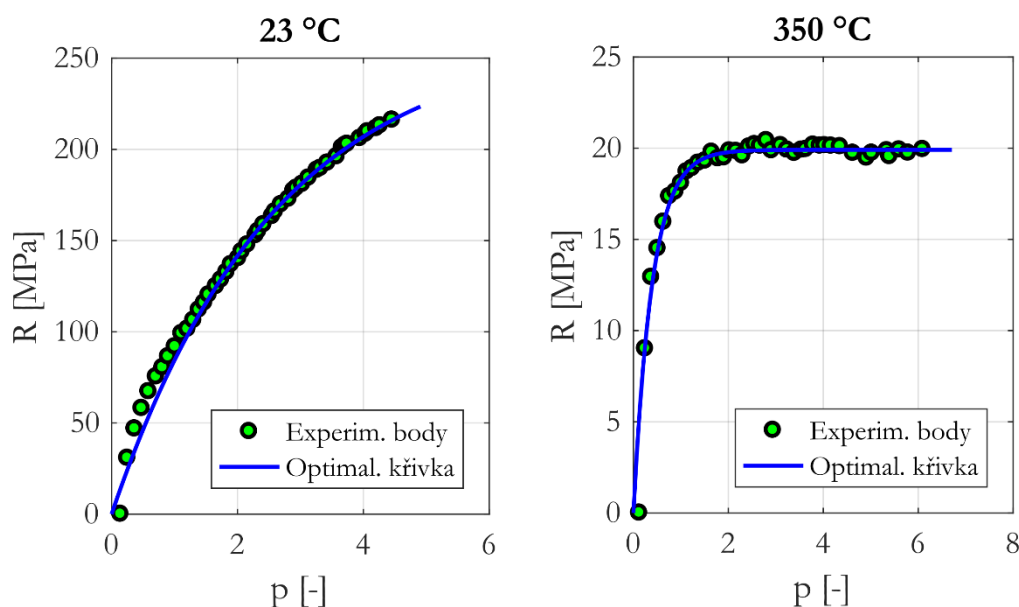
$$p = 2N\Delta\varepsilon_p \quad (5.16)$$

$\Delta\varepsilon_p$ představuje rozkmit plastického přetvoření cyklu N . Parametry Q , b jsou určeny nelineární regresí metodou nejmenších čtverců z experimentálně zjištěné závislosti, která je ve tvaru:

$$\sigma_M - \sigma_{M0} \approx R = Q(1 - e^{-bp}) \quad (5.17)$$

Obrázek 5.13 znázorňuje experimentální data referenčních vzorků spolu se závislostí (5.17) po optimalizaci parametrů modelu.

Výsledné hodnoty parametrů modelu izotropního zpevnění udává *Tabulka 6*.



Obrázek 5.13: Závislost izotropního zpevnění na akumulovaném plastickém přetvoření austenitické oceli

Tabulka 6: Parametry modelu izotropního zpevnění Voce

Označení modelu	Teplota [°C]	Q [MPa]	b [-]
KOMBI3A5	23	262,8	0,387
KOMBI35D1	350	19,91	2,52

5.6.2 Určení parametrů modelu kinematického zpevnění

Je kalibrován model Chaboche se 3 superponovanými členy ($M = 3$) bez zahrnutí vlivu ratchetingu. Kalibrace se provádí ze saturované hysterezní smyčky. Ta v sobě zahrnuje vliv izotropního zpevnění, který je již vyjádřen modelem Voce, proto je třeba jej odečíst.

Protože se kalibrace modelu kinematického zpevnění provádí na tahové větvi hysterezní smyčky, je celkové napětí vyjádřeno vztahem (5.18).

$$\sigma = \sigma_k + Q(1 - e^{-bp}) + \sum_{i=1}^M \frac{C_i}{\gamma_i} (1 - 2e^{-\gamma_i(\epsilon_p - (-\epsilon_{ap}))}) \quad (5.18)$$

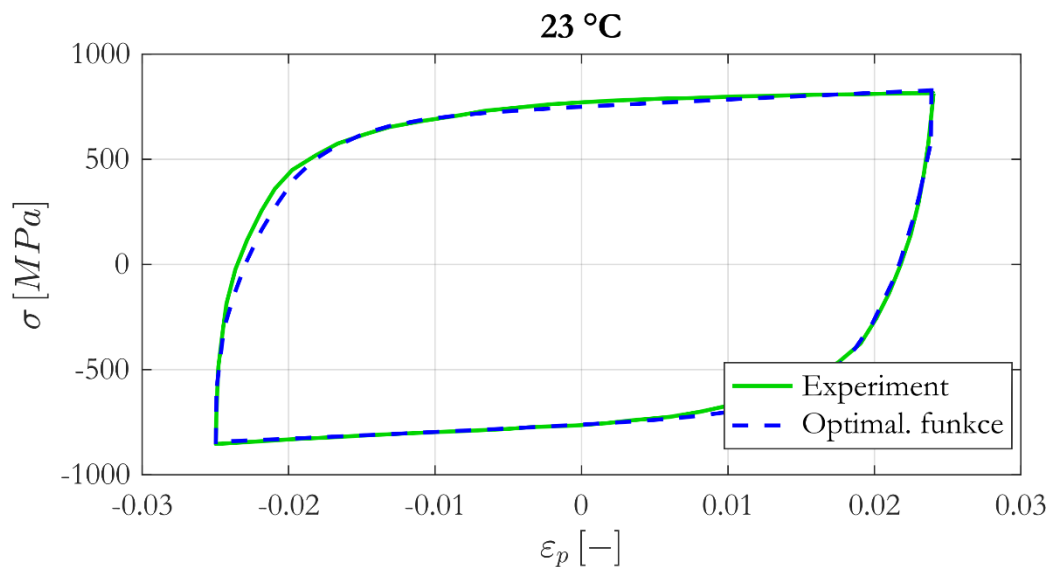
Zde je dobré si uvědomit, že aktuální hodnota meze kluzu hysterezní smyčky je vyjádřena prvními dvěma členy, kde σ_k odpovídá hodnotě meze kluzu při prvním zatěžovacím cyklu. Odečtením druhého členu od celkového napětí σ tahové větve saturované hysterezní smyčky je dosaženo požadovaných hodnot napětí, určených pro kalibraci kinematického modelu zpevnění.

Parametry kinematického modelu jsou určeny dle postupu popsáném v kapitole 5.5.2. Mez kluzu σ_k je stanovena z hysterezní smyčky prvního cyklu. Je proveden počáteční odhad parametrů a jejich optimalizace pomocí nelineární regrese. Koeficient determinace R^2 přesahuje hodnotu 0,99. Zjištěné hodnoty parametrů kinematického modelu zpevnění jsou zaznamenány, viz Tabulka 7.

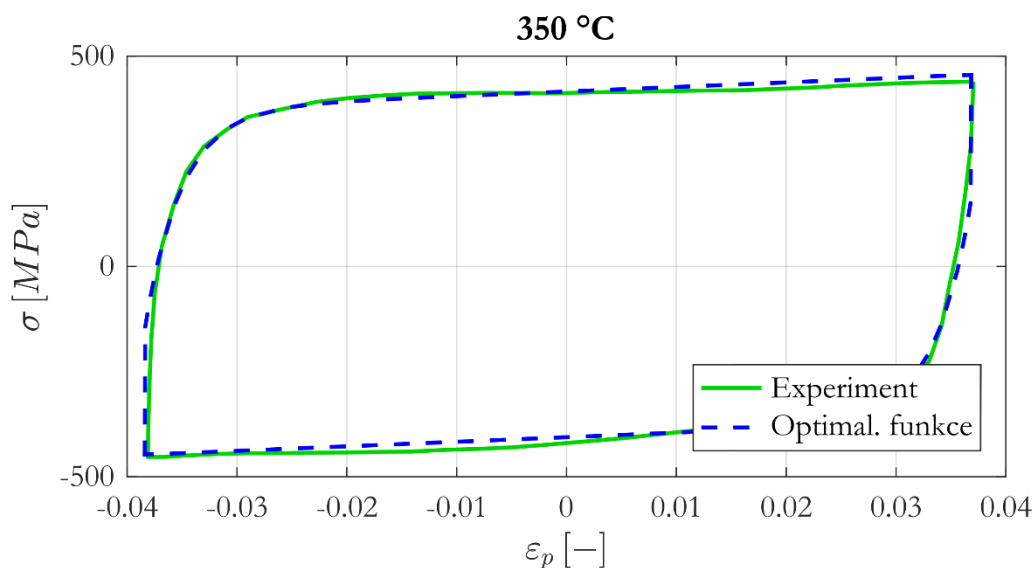
Tabulka 7: Parametry kinematického modelu Chaboche pro kombinovaný model zpevnění

Označení modelu	Teplota [°C]	ϵ_{at} [%]	σ_k [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]
KOMBI3A5	23	3	160,1	96875,43	250,02	1883,71	8,51	10
KOMBI35D1	350	3,5	157,06	60913,44	528,77	24999	206,93	676,35

Pro kontrolu kalibrovaného kombinovaného modelu je navíc vykreslena původní experimentálně zjištěná saturovaná hysterezní smyčka, která je porovnána s napětím vypočteným ze vztahu (5.18) při dosazení kalibrovaných parametrů, viz Obrázek 5.14 a Obrázek 5.15. Popsání tlakové větve vyžaduje v tomto vztahu změnu znamének. Je očividné, že v obou případech kalibrovaný model dobře vystihuje hysterezní smyčku.



Obrázek 5.14: Saturevaná hysterezní smyčka proložená součtem kalibračních funkcí, model KOMBI3A5



Obrázek 5.15: Saturevaná hysterezní smyčka proložená součtem kalibračních funkcí, model KOMBI35D1

5.7 Verifikace kalibrovaných modelů

Prozatím jsou modely kalibrovány pouze v programu Matlab R2018b na základě popsaných postupů. Aby bylo dokázáno, že tyto modely spolehlivě pracují když jsou implementované do výpočtového modelu využívajícího MKP, je nutné provést jejich verifikaci.

Verifikace spočívá v porovnání experimentálních dat, která slouží pro kalibraci modelu materiálu, s deformačně napětíovou odezvou výpočtového modelu, jehož obsahem je odpovídající model materiálu.

V programu Ansys APDL 19.2 je pomocí MKP řešeno 10 elasto – plastických úloh, které se od sebe liší pouze modelem materiálu. Nastavené jsou 3 typy kombinací modelů materiálu (*Tabulka 8*). Souhrn parametrů jednotlivých modelů udává *Tabulka 9*.

Tabulka 8: Kombinace definovaných modelů materiálu použitých ve výpočtech MKP

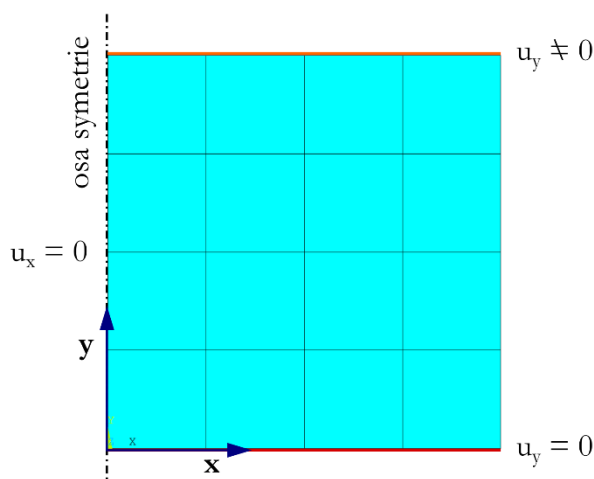
Číslo kombinace	Nastavené modely materiálu	Označení modelů pro teplotu 23 °C	Označení modelů pro teplotu 350 °C
1	Elastický model + Model kinematického zpevnění kalibrovaný z CDK	CDK23	CDK350
2	Elastický model + Model kinematického zpevnění kalibrovaný z HS	HS2A1 HS3A2 HS3A5	HS15D1 HS2D3 HS35D1
3	Elastický model + model kinematického zpevnění kalibrovaného z HS + model izotropního zpevnění	KOMBI3A5	KOMBI35D1

Tabulka 9: Souhrn použitých parametrů modelů materiálu

Elastický model						
Teplota [°C]	E [MPa]		μ [-]			
23	152 380		0,3			
350	175 000		0,3			
Model kinematického zpevnění Chaboche						
Označení kalibrovaného materiálu	σ_k^0 [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]
CDK23	397,97	1574532,83	1218,24	22285,57	142,78	3985,5
CDK350	128,38	88894,72	1092,13	14980,09	131,60	3595,68
HS2A1	376,2	98342,33	329,30	10,00	0,36	2562,31
HS3A2	376,2	125179,52	403,86	4586,97	37,64	10
HS3A5	376,2	105778,02	303,24	5895,38	44,42	10
HS15D1	177	72100,79	574,55	8214,11	109,23	10
HS2D3	177	79867,26	633,25	6367,66	98,20	10
HS35D1	177	115327,88	834,02	18873,32	183,96	495,54
KOMBI3A5	160,1	96875,43	250,02	1883,71	8,51	10
KOMBI35D1	157,06	60913,44	528,77	24999	206,93	676,35
Model izotropního zpevnění Voce						
Označení kalibrovaného materiálu	σ_k^0 [MPa]		Q [MPa]		b [-]	
KOMBI3A5	160,1		262,8		0,387	
KOMBI35D1	157,06		19,91		2,52	

Experimentální zkoušky jsou provedeny na zkušebních tělesech s eliptickým vrubem. Stav na povrchu zkušebního tělesa odpovídá stavu jednoosé napjatosti. Proto je použit zjednodušený model geometrie hladkého zkušebního tělesa, který vykazuje ekvivalentní stav. Výhoda geometrie hladkého tělesa spočívá v tom, že nastavené zatížení posuvem je přímo úměrné nominálnímu přetvoření. Nastavení přesné hodnoty amplitudy přetvoření tak, aby odpovídala amplitudě experimentální hysterezní smyčky, je výrazně jednodušší než u geometrie tělesa s eliptickým vrubem. U ní by bylo nutné přepočítat požadované přetvoření v nejužším místě vrubu na zatížení pomocí přepočtového vztahu, který by měl pro každý model materiálu odlišné charakteristiky.

V programu Ansys je hladké těleso modelováno jako axisymetrické s využitím rovinné symetrie. Model geometrie je tvořen jednou čtvrtinou tělesa, které má jednotkové rozměry. Geometrii modelu se sítí tvořenou prvky PLANE 183 znázorňuje *Obrázek 5.16*, kde jsou prezentovány i nastavené okrajové podmínky.

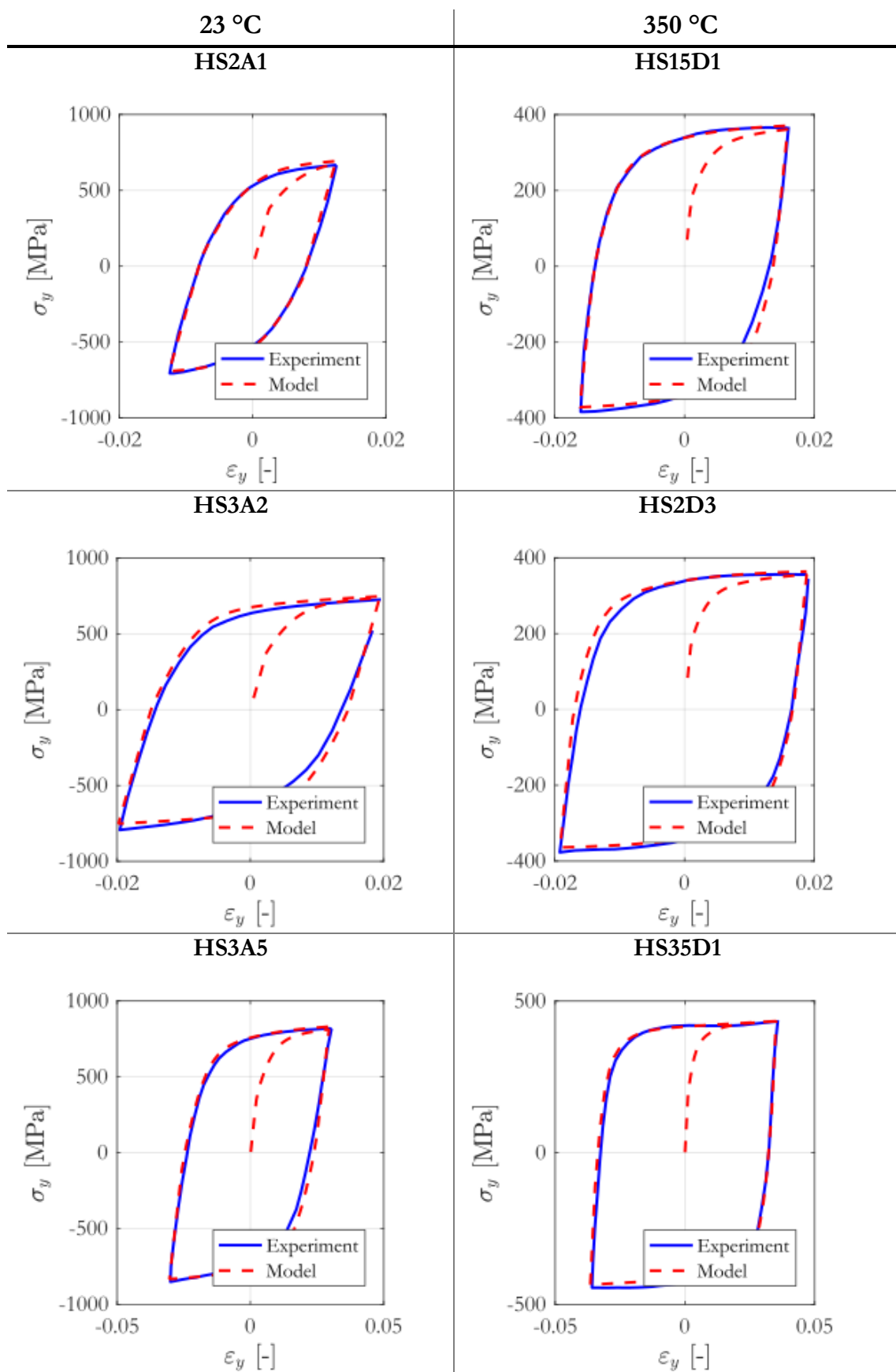


Obrázek 5.16: Geometrie, okrajové podmínky hladkého tělesa

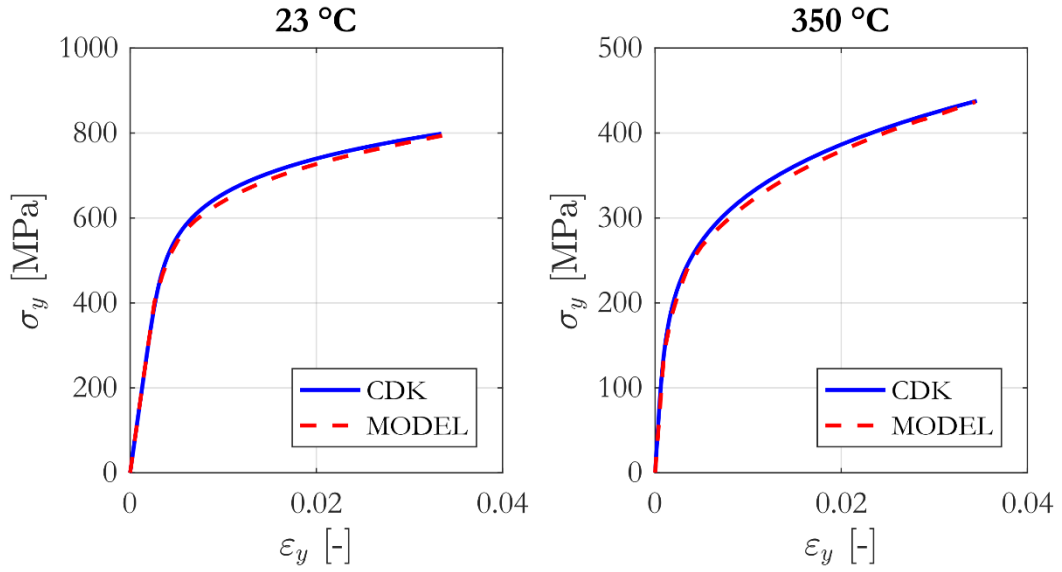
Těleso je zatíženo posuvem ve směru osy y . Vzhledem k jednotkovým rozměrům modelu geometrie zatížení odpovídá hodnotě požadovaného přetvoření. U modelů kalibrovaných z cyklické deformační křivky se jedná o zatížení pouze tahové do hodnoty 3,5 % ϵ_y . V případě kalibrovaných modelů z hysterezních smyček je těleso cyklicky zatěžované řízenou deformací (tah, tlak) dle předem definovaných hladin zatížení. Hladina zatížení odpovídá amplitudě kalibrační hysterezní smyčky.

Pro verifikaci kombinovaných modelů zpevnění je těleso zatěžováno počtem cyklů, který odpovídá polovině životnosti zkušebního tělesa.

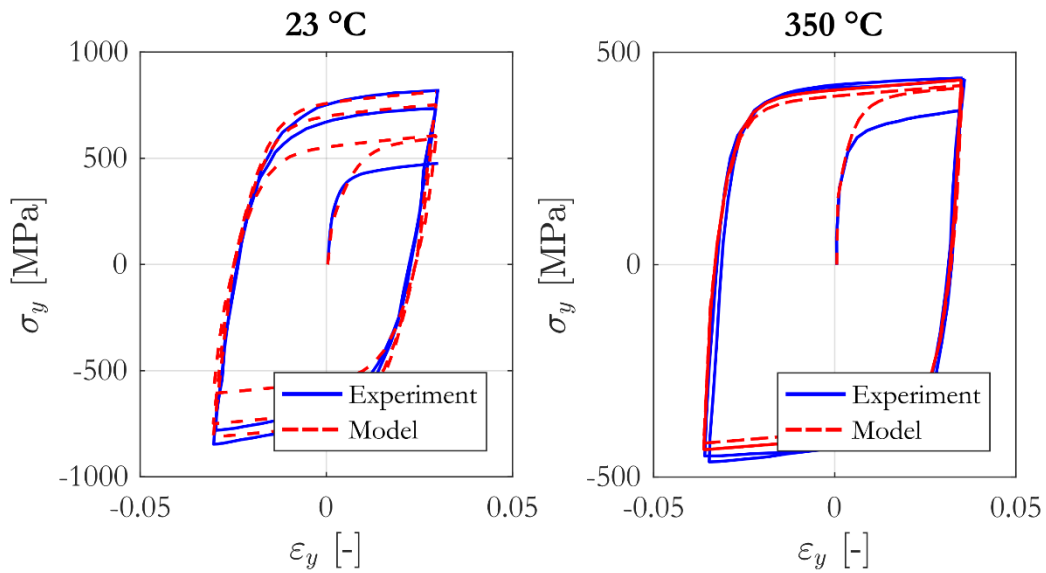
Výsledky napětí σ_y a přetvoření ϵ_y odečtené z uzlu na povrchu geometrie jsou vyneseny do grafů s průběhy cyklických deformačních křivek, potažmo experimentálně zjištěných hysterezních smyček.



Obrázek 5.17: Deformačně napěťová odezva modelů kalibrovaných ze saturovaných hysteretických smyček



Obrázek 5.18: Deformačně napěťová odezva modelů kalibrovaných z cyklických deformačních křivek (modely CDK23, CDK350)



Obrázek 5.19: Deformačně napěťová odezva modelů kombinovaného zpevnění cyklů $N = 0, 1, \frac{N_f}{4}, \frac{N_f}{2}$ (KOMBI3A5, KOMBI35D1)

Z porovnání odezvy modelu s experimentem (Obrázek 5.17, Obrázek 5.18 a Obrázek 5.19) je patrná shoda. Maximální odchylka dosahuje 3 % u modelu kalibrovaného z hysterezní smyčky označeného HS2D3. U zbylých modelů kinematického zpevnění je tato odchylka nižší. Oba modely kombinovaného zpevnění vykazují větší nárůst napětí při prvním zátěžovém cyklu než experiment. Pro saturovaný stav jsou však tyto rozdíly minimální.

6 HODNOCENÍ ÚNAVOVÉ ŽIVOTNOSTI

Pro hodnocení únavové životnosti součásti je třeba provést deformačně napěťovou analýzu a z posuzovaného místa součásti pro dané zátěžné stavy (ZS) získat tenzor napětí T_σ , případně přetvoření T_ϵ . Tyto tenzory jsou spolu s charakteristikami materiálu vstupními daty při hodnocení nízkocyklové únavy popsané v kapitole 3.6. Deformačně napěťová analýza je provedena výpočtovým modelováním MKP v programu Ansys 19.2 na výpočtovém modelu o dvou různých úrovních modelu materiálu.

- Elastický model materiálu
- Elasto – plastický model materiálu

V následujícím textu je pod pojmem elastický model označován výpočtový model, u kterého je při výpočtu napětí použit elastický model materiálu. Tento model je při hodnocení únavy přepočítán na elasto – plastický stav koncepcí Neuber. Elasto – plastický model je označení pro model s vyšší úrovní modelu materiálu.

Posouzení vlivu modelu materiálu a zároveň verifikace kalibrovaných modelů je uskutečněné srovnávací analýzou výsledků výpočtového modelování s experimentem. Kalibrované modely materiálu jsou implementovány do MKP modelu zkušebního tělesa s eliptickým vrubem. Následně je pro vybrané modely materiálu při daných hladinách deformačního zatížení vypočteno přetvoření (napětí) v místě předpokládané iniciace porušení na povrchu tělesa.

Mezi vybrané modely materiálu, použité pro elasto – plastické modely, patří všechny kalibrované modely kinematického zpevnění Chaboche (*Tabulka 4*, *Tabulka 5*). Modely kombinovaného zpevnění nejsou použity, jelikož by vyžadovaly stanovení přetvoření ze saturevaného stavu materiálu, a tedy by MKP model musel být opakovaně cyklicky zatěžován až do dosažení požadovaného stavu. Výsledný tenzor T_ϵ by se poté příliš nelišil od výsledků modelu pouze kinematického zpevnění, který by byl kalibrován ze stejného zkušebního tělesa.

V případě elastického modelu je pro výpočet napětí použit jeden model materiálu pro každou teplotu.

Následně jsou v programu STATES, který slouží pro hodnocení mezních stavů únavové pevnosti, provedeny výpočty počtu cyklů do iniciace porušení N_0 ¹ a porovnány s experimentálními hodnotami.

6.1 Výpočet MKP

Výpočtový model je vytvořen v klasickém prostředí programu Ansys APDL 19.2 a je zpracován parametricky do formy makro souboru.

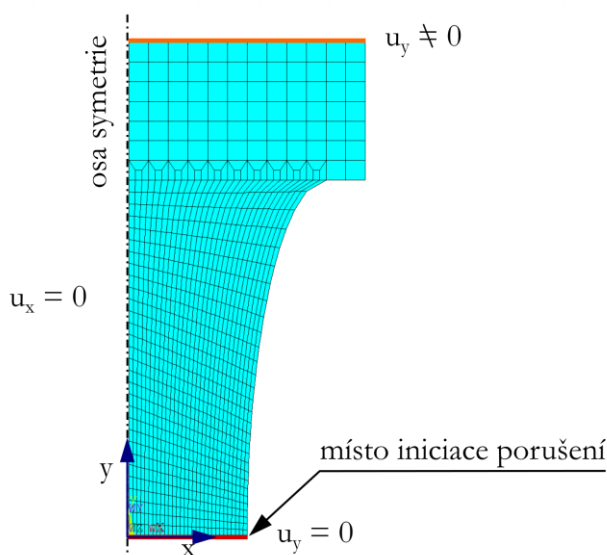
Model materiálu elastického modelu je definován modulem pružnosti v tahu E a poissonovým poměrem μ , který je u všech modelů roven 0,3. Hodnota E pro teplotu 23 °C je použita z *Tabulky 1*. Při teplotě 350 °C je $E = 132,6$ GPa. Tato hodnota je určena z E

¹ Jedná se o dovolený počet cyklů do iniciace defektu označovaný $[N_0]$, v rámci této kapitoly jsou pro přehlednost hranaté závorky vypuštěny.

při teplotě 23 °C odečtením procentuálního rozdílu tohoto parametru při zvýšené teplotě, který je zjištěn pro podobný materiál uvedený v normě [16]. Důvodem je absence tahových zkoušek za teploty 350 °C. V případě elasto – plastického modelu jsou použity kombinace modelů 1 a 2 (*Tabulka 8*). Parametry těchto modelů udává *Tabulka 9*.

Rozměry zkušebního tělesa s eliptickým vrubem jsou vyobrazeny, viz *Obrázek 4.4*. Model geometrie je vytvořen ve 2D s přihlédnutím k osové symetrii tělesa. Zároveň se využívá rovinné symetrie. Modelována je tedy čtvrtina tělesa, a to od středu vrubu k místu ukotvení extenzometru (báze extenzometru l_0 je 25 mm). Na geometrii je vytvořena síť konečných prvků typu PLANE 183. Nastavení okrajových podmínek znázorňuje *Obrázek 6.1*.

Zatížení je realizováno ve třech zátěžných stavech: nezatížený stav, tahový stav a tlakový stav. Pro každý ZS je nastavena hodnota posuvu horní hrany tělesa. Hodnoty posuvů se volí tak, aby přetvoření v místě iniciace porušení odpovídalo rozsahu experimentálních zkoušek. Zatěžovací hladiny udává *Tabulka 10* pro obě zkoumané teploty. Tahový a tlakový ZS se liší pouze v rozdílu znamének. Pro nezatížený ZS je posuv nulový, viz *Tabulka 11*.



Obrázek 6.1: Okrajové podmínky a síť konečných prvků znázorněné na modelu geometrie zkušebního vzorku s eliptickým vrubem

Tabulka 10: Zatěžovací hladiny

Označení hladiny	1	2	3	4	5	6	7	8
Teplota 23 °C								
Posuv u_{ay} [mm]	0,04	0,071	0,113	0,153	0,1945	0,233	0,274	0,306
Teplota 350 °C								
Posuv u_{ay} [mm]	0,03	0,0434	0,063	0,089	0,116	0,143	0,186	-

V nastavení analýzy je použit iterační řešitel s povolením velkých deformací. Zatížení je pro každou hladinu rozděleno do tří kroků dle posloupnosti ZS. Výsledné tenzory přetvoření (napětí) z místa iniciace porušení pro všechny ZS se ukládají do samostatných výsledkových souborů.

Tabulka 11: Zatěžovací stavy

Zátěžný stav	Typ zatížení
1	Nulové zatížení
2	Tahové zatížení
3	Tlakové zatížení

6.2 Výpočet nízkocyklové únavy

Výpočet je proveden v programu STATES, který představuje naprogramovaný postup hodnocení únavové životnosti dle NTD A.S.I. [11]. Program je nastaven pro 4 typy výpočtů podle úrovně MKP modelu a použité konstrukční křivky životnosti (Tabulka 12).

Tabulka 12: Typy výpočtů nastavených v programu STATES

Pořadové číslo	Úroveň MKP modelu	Typ konstrukční křivky
1	Elastický model	Morrow ²
2	Elastický model	Langer
3	Elasto – plastický model	Morrow
4	Elasto – plastický model	Langer

Elastický model je přepočítán koncepcí Neuber na elasto – plastický stav napjatosti. Dále jsou do programu zadány mechanické vlastnosti materiálu zjištěné z tahových zkoušek (Tabulka 1). Při nastavení hodnocení dle konstrukční křivky typu Morrow jsou navíc přidány parametry únavových křivek Manson – Coffin a Basquin (Tabulka 2). Dalšími vstupními daty do programu jsou tenzory přetvoření T_ε (napětí T_σ) pro každý definovaný ZS. Z těchto ZS jsou sestaveny dva zatěžovací bloky (ZB). První, tzv. předřadný ZB je tvořen všemi ZS. Opakování tohoto ZB je nastaveno pouze jednou. Pro druhý ZB tvořeného ZS tah / tlak je uvažováno 100 000 cyklů. Posloupnosti ZS pro oba ZB uvádí Tabulka 13. Program STATES vypočte kumulaci porušení při nastaveném počtu cyklů druhého ZB. Získání dovoleného

² Konstrukční křivka typu Morrow je v programu označována typu Manson – Coffin. V této práci je používán pojem Morrow, který uvádí zdroj [10].

počtu cyklu do iniciace porušení je provedeno podělením hodnoty kumulace nastaveným počtem cyklů druhého ZB.

Tabulka 13: Nastavení zatěžných bloků (ZB)

Pořadové číslo ZB	Posloupnost ZS	Počet opakování
1	1 – 2 – 3 – 2	1
2	2 – 3 – 2	100 000

Součinitelé bezpečnosti vůči počtu cyklů a vůči deformaci jsou nastaveny $n_N = n_\sigma = 1$.

Celkem jsou vypočteny počty cyklů do iniciace defektu pro 15 zatěžovacích hladin (Tabulka 10) 10 různých modelů materiálu s použitím 2 typů konstrukčních křivek. Přehled použitých typů modelů materiálu je uveden v tabulce (Tabulka 14).

Tabulka 14: Přehled použitých typů modelů materiálu

Úroveň MKP modelu	Použité modely materiálu	Označení modelů (23 °C)	Označení modelů (350 °C)
Elastický model	Elastický model	EL23	EL350
Elasto – plastický model	Elastický model + Model kinematického zpevnění kalibrovaný z CDK	CDK23	CDK350
Elasto – plastický model	Elastický model + Model kinematického zpevnění kalibrovaný z HS	HS2A1 HS3A2 HS3A5	HS15D1 HS2D3 HS35D1

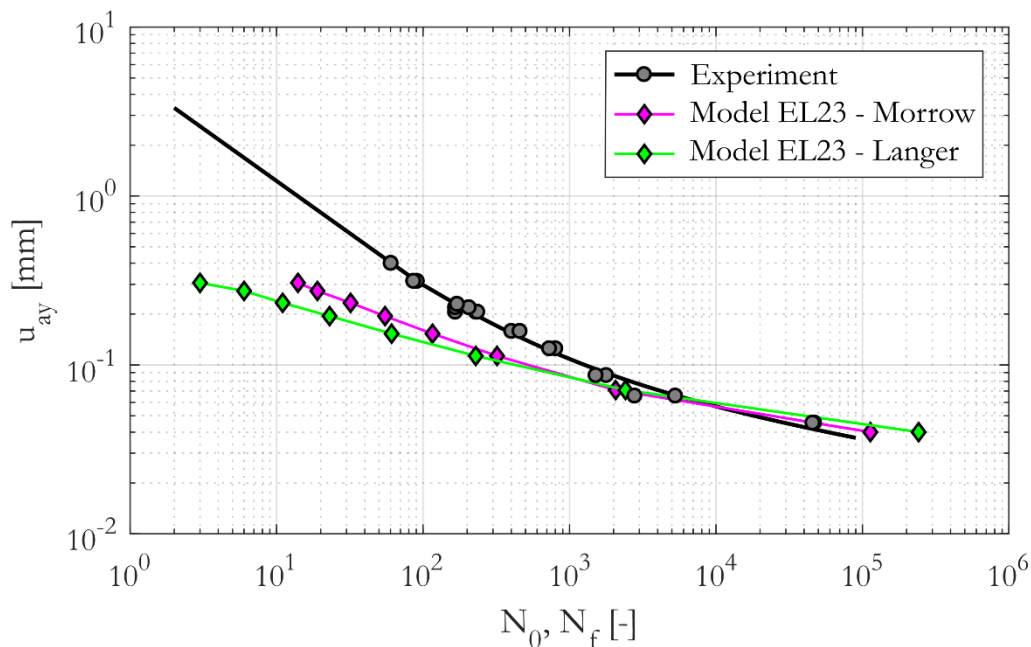
6.3 Porovnání výsledků

Výsledky všech použitých výpočtových modelů jsou porovnány v grafech s experimenty. Do grafů jsou vyneseny závislosti hladiny zatížení posuvem u_{ay} na počtu cyklů do iniciace defektu N_0 . U experimentálních bodů je hodnota u_{ay} rovna amplitudě posuvu extenzometru Δl_a . Experimentální body jsou navíc proloženy funkcí, jejíž tvar odpovídá únavové křivce typu Morrow. Touto funkcí jsou vypočteny počty cyklů do iniciace odpovídající hladinám zatížení výpočtových modelů, které slouží jako referenční hodnoty při hodnocení odchylek výpočtů od experimentu. Odchyly všech kombinací výpočtových modelů od experimentů jsou uvedeny v příloze (Tabulka 21, Tabulka 22).

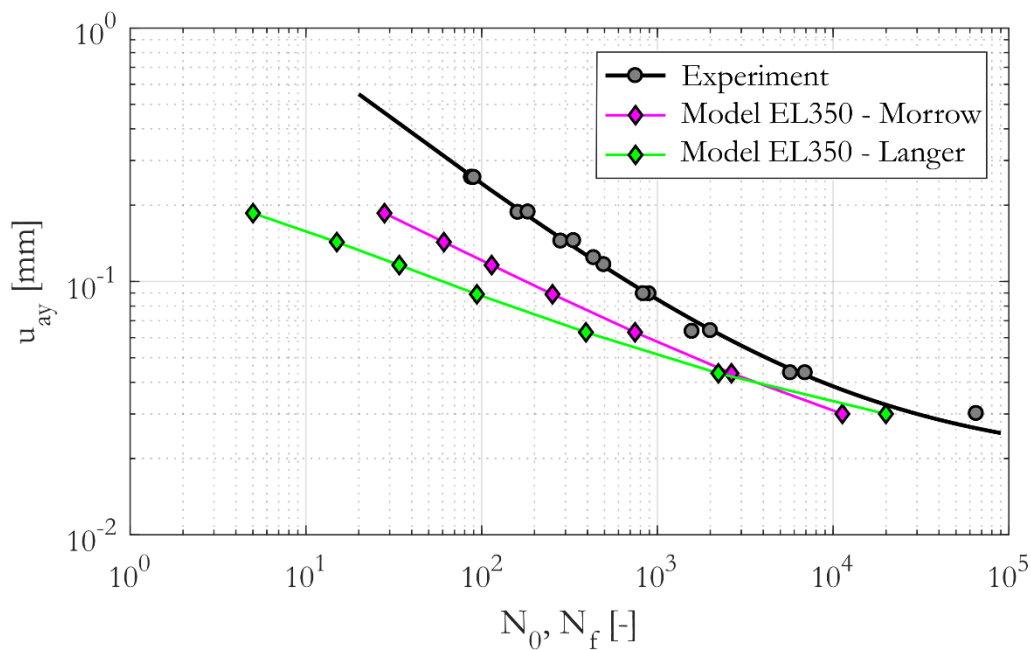
6.3.1 Elastický model

Porovnání výpočtů elastického modelu s experimentálními hodnotami zachycují Obrázek 6.2 a Obrázek 6.3. Pro teplotu 23 °C je elastický model silně konzervativní v oblasti do 10^3 cyklu pro oba typy únavových křivek, kdy výpočtový model podhodnocuje životnost

zkušebního tělesa cca o 70 % (Morrow) a 90 % (Langer). Oproti tomu v oblasti od 10^4 do 10^5 cyklů dochází téměř ke shodě výsledků experimentu s výpočtem dle křivky Morrow. Odchylka klesá až ke 2 %. Výsledky hodnocené křivkou typu Langer nabývají v této oblasti nekonzervativních hodnot.



Obrázek 6.2: Porovnání vypočtených únavových bodů s experimentem pro elastický model materiálu při teplotě 23 °C

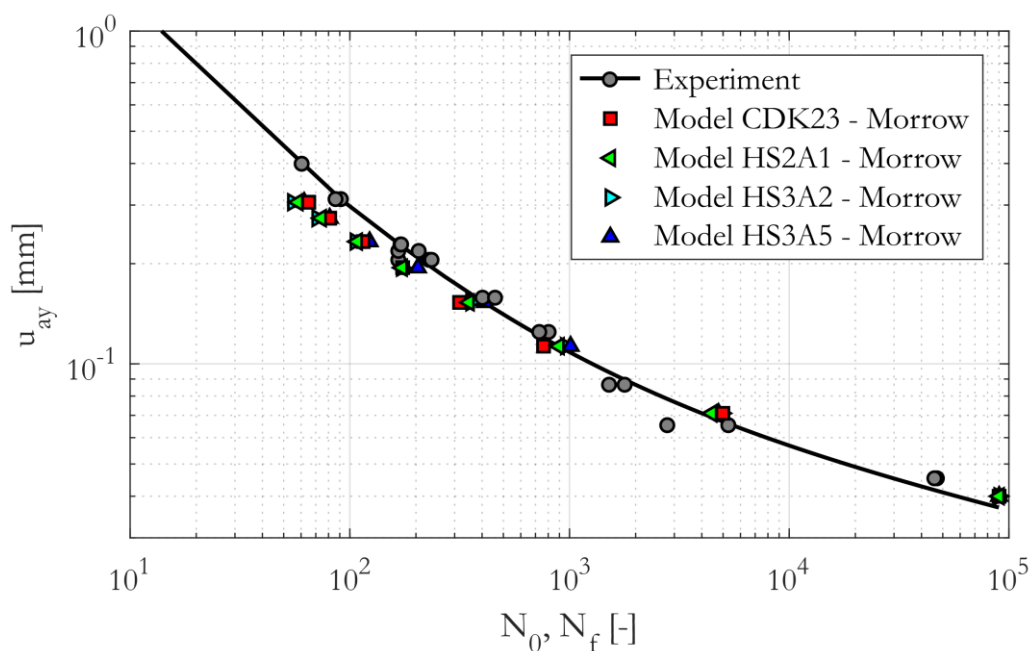


Obrázek 6.3: Porovnání vypočtených únavových bodů s experimentem pro elastický model materiálu při teplotě 350 °C

Elastický model při teplotě 350 °C podhodnocuje životnost zkušebního tělesa v celé oblasti o rozsahu od 0 do 10^5 cyklů. Hodnocením dle křivky typu Morrow odchylka pozvolna klesá z 80 % pro oblast do 10^2 k 60 % od 10^4 cyklů. Použitím křivky typu Langer se odchylka zvýší na hodnoty okolo 90 % v oblasti do 10^3 cyklů. Za touto oblastí však odchylka klesá a výsledky (Langer) se stávají méně konzervativní než výsledky dle první křivky (Morrow).

6.3.2 Elasto – plastický model

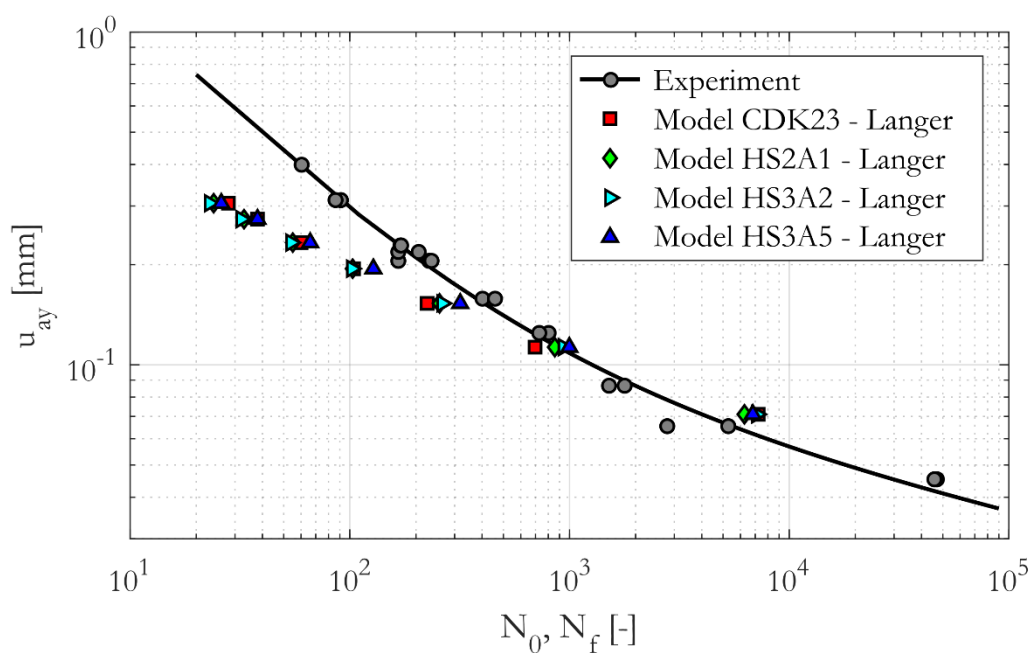
Elasto – plastické modely jsou porovnány na obrázcích zvlášť pro každou teplotu a použitou konstrukční křivku. Porovnání výsledků pro teplotu 23 °C je zobrazeno, viz *Obrázek 6.4* a *Obrázek 6.5*. Uvedené elasto – plastické modely mají stejný charakter a liší se od sebe pouze nepatrně, a to převážně v oblasti do 10^3 cyklů.



Obrázek 6.4: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Morrow s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 23 °C

Na základě posouzení výpočtů dle křivky typu Morrow (*Obrázek 6.4*) je konzervativní v největší oblasti (0 až 10^3 cyklů) model CDK23, jehož odchylka od experimentu je 30 % až 14 %. Ovšem za touto oblastí míra konzervativismu klesá a odchylka se přesouvá do nekonzervativních hodnot.

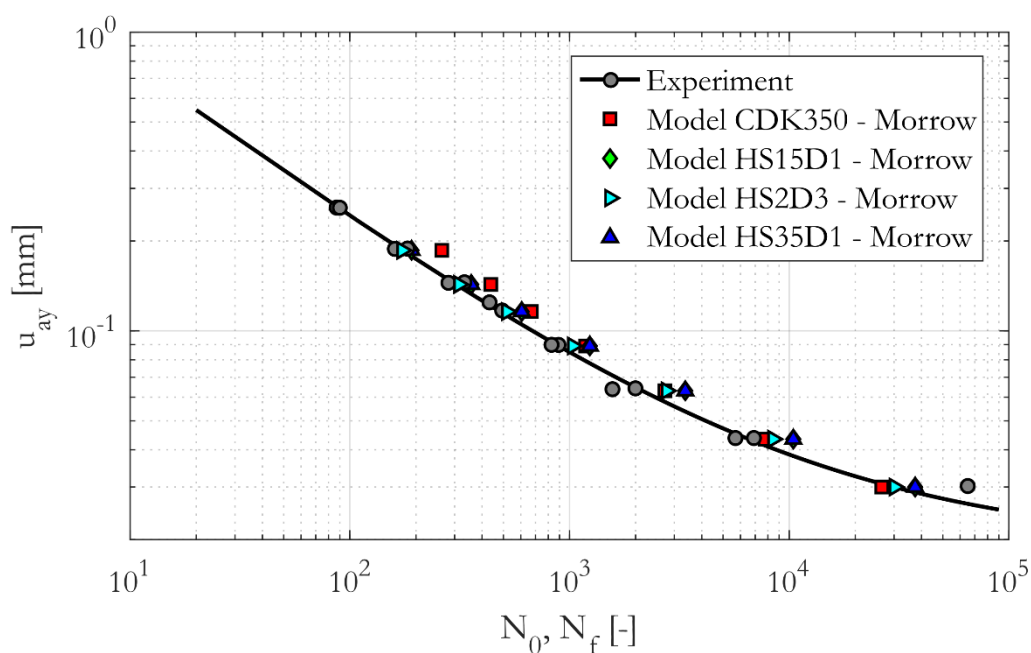
Podobně je tomu u výsledků hodnocených dle křivky typu Langer (*Obrázek 6.5*), kde je odchylka až 70 % v oblasti do 10^3 cyklů. S dalším nárůstem počtu cyklů pak výsledky přechází na nekonzervativní stranu. Použití této konstrukční křivky je pro oblast 10^3 a více cyklů nevhodné z důvodu nadhodnocování. Nejstabilnějším model při použití křivky typu Langer je model HS2A1.



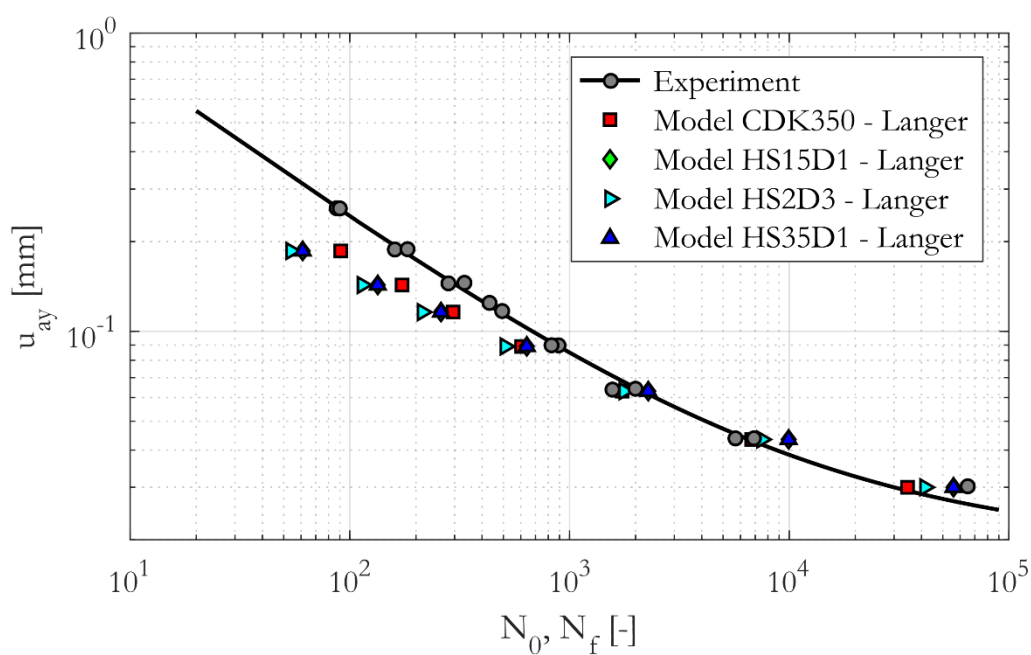
Obrázek 6.5: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Langer s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 23 °C

Elasto – plastické modely při teplotě 350 °C hodnocené dle křivky Morrow nadhodnocují únavovou životnost v celé oblasti nízkocyklové únavy. Nejstabilnějším a nejvíce konzervativním modelem je HS2D3, jehož odchylka v oblasti do 10^3 je pod 10 %. Pro další oblast se odchylka tohoto modelu pohybuje v rozmezí 0 až 20 %.

Při vyhodnocování dle křivky typu Langer pro teplotu 350 °C je v oblasti do 10^3 cyklů u všech vyšetřovaných modelů nárůst konzervativismu oproti hodnocení dle křivky Morrow. Nejstabilnější model CDK350 vykazuje v této oblasti odchylku mezi 20 % až 40 %. U ostatních modelů odchylka dosahuje až 70 %. S přibývajícím počtem cyklů pak odchylka klesá až k nulové hodnotě cca 5×10^4 a následně opět roste směrem na nekonzervativní stranu.



Obrázek 6.6: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Morrow s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 350 °C



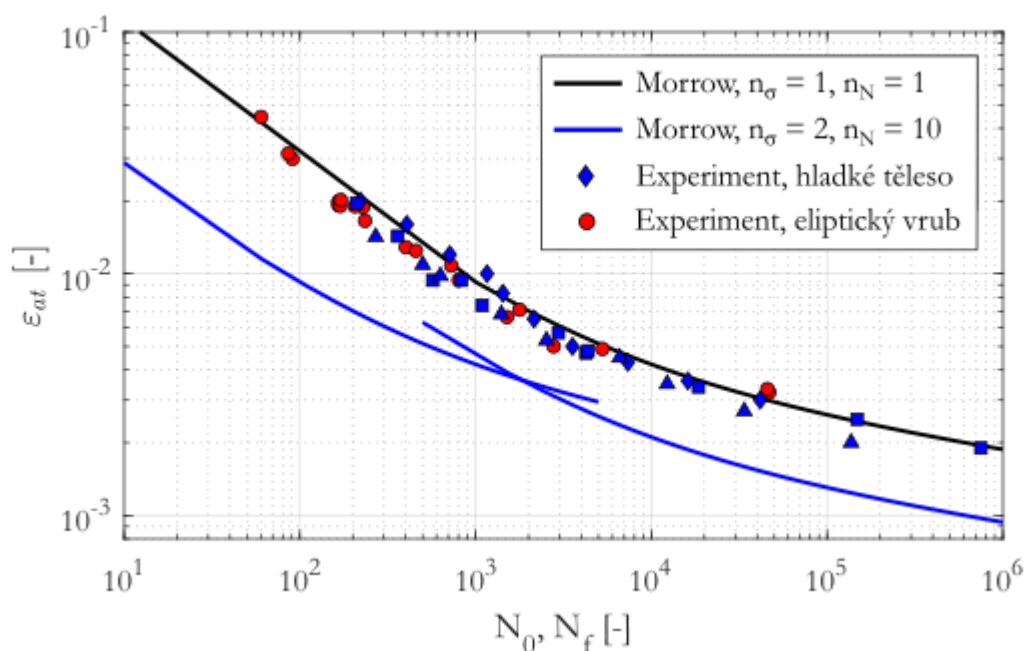
Obrázek 6.7: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Langer s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 350 °C

6.4 Vliv součinitelů bezpečnosti

Výsledky prezentované v kapitole 6.3 uvažují součinitele bezpečnosti $n_\sigma = n_N = 1$. Norma NTD A.S.I. [11] při posuzování únavové životnosti požaduje hodnoty součinitelů bezpečnosti $n_\sigma = 2$ a $n_N = 10$. Zdroj [9] uvádí, že tyto součinitele slouží k snížení konstrukční křivky na spodní obálku experimentálně zjištěných bodů závislosti ε_{at} na N_f . Tato obálka by měla představovat hranici s přibližně 97 % pravděpodobnosti, že nedojde k porušení. Za účelem posouzení této skutečnosti jsou vykresleny experimentální body spolu s konstrukčními křivkami typu Morrow, viz *Obrázek 6.8*. Zobrazené experimentální body jsou body získané v rámci této práce na zkušebním tělese s eliptickým vrubem a body z historických dat měřených na hladkém zkušebním tělese (kapitola 4.5.4). Konstrukční křivky jsou vykresleny pro 2 různé kombinace hodnot součinitelů bezpečnosti (*Tabulka 15*). U každé z kombinací jsou vykresleny křivky popsané rovnicemi (3.9) - (3.10).

Tabulka 15: Kombinace hodnot součinitelů

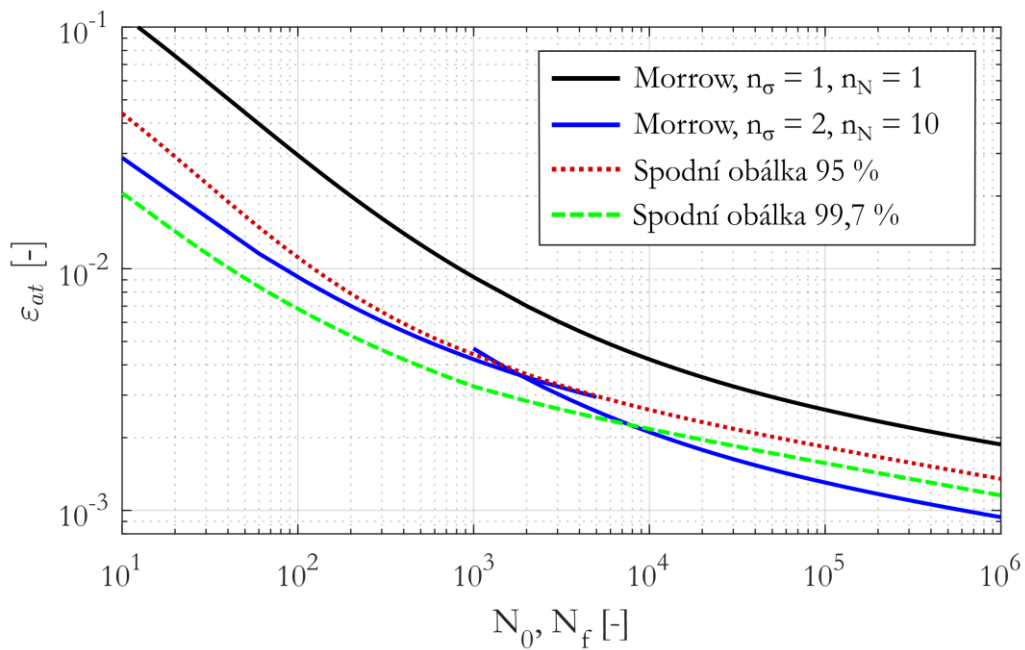
Kombinace	n_σ [-]	n_N [-]
1.	1	1
2.	2	10



Obrázek 6.8: Konstrukční křivky životnosti s různými součiniteli bezpečnosti n_σ , n_N a experimentální data při teplotě 23 °C

Pro ověření, zda konstrukční křivka s předepsanými hodnotami součinitelů bezpečnosti dle normy (2. kombinace) odpovídají spodní obálce s 97 %, že nedojde k porušení, jsou vykresleny spodní obálky experimentálních dat pro 95 % a 99,7 %

pravděpodobnost neporušení (Obrázek 6.9). Z toho lze konstatovat, že pro oblast do 10^4 cyklů je použitím součinitelů docíleno požadované bezpečnosti s pravděpodobností neporušení nad 95 %. V oblasti nad 10^4 cyklů je potom tato pravděpodobnost nad hodnotou 99,7 %.



Obrázek 6.9: Konstrukční křivky, pravděpodobnost neporušení

ZÁVĚR

V této diplomové práci jsou zkoumány možnosti hodnocení nízkocyklové životnosti, jak je uvádí norma NTD A.S.I. [11]. To je provedeno na základě experimentu, který slouží pro kalibraci modelů materiálu a zároveň jejich verifikaci při výpočtovém posuzování životnosti experimentálního vzorku.

V rámci rešerše je uveden stručný popis únavy materiálu, ve kterém jsou popsány základní pojmy a únavové křivky používané v oblasti nízkocyklové únavy. Dále je popsáno hodnocení nízkocyklové životnosti dle výše uvedené normy, používané konstrukční křivky životnosti se zahrnutím podstatných vlivů a postupy hodnocení.

Následující experimentální část se zabývá popisem, zpracováním a vyhodnocením experimentu. Jsou provedeny únavové zkoušky austenitické oceli, jejichž součástí je měření deformace zkušebních těles s obvodovým eliptickým vrubem optickou metodou digitální korelace obrazu. Měření je provedeno při 23 °C a za zvýšené teploty 350 °C na souboru 35 zkušebních těles. Nestandardní použití optické měřicí metody při únavových zkouškách si vyžádalo vytvoření složitějšího postupu, kterým jsou data zpracovávána. Pro vyhodnocení měření je vytvořena jednotná metodika, která vychází z normativně doporučených postupů. Parametry únavových křivek (*Tabulka 2*) a cyklické deformační křivky (*Tabulka 3*) jsou zjištěny pomocí této metodiky.

Na základě další rešerše materiálových modelů definovaných v komerčně používaném výpočtovém programu Ansys 19.2 jsou vybrány dva modely plastického chování, které dokáží na požadované úrovni dobře popsat cyklickou plasticitu. Jedná se o model nelineárního kinematického zpevnění Chaboche a model kombinovaného zpevnění skládající se z modelů materiálu Voce a Chaboche. Dle uvedených postupů jsou kalibrovány parametry těchto modelů, za účelem přesného popisu cyklického chování zkoumané austenitické oceli. Kalibrováno je 8 modelů Chaboche z cyklických deformačních křivek a hysterezních smyček spolu s 2 modely kombinovaného zpevnění Voce, Chaboche. Porovnáním deformačně napětíové odezvy výpočtových modelů s experimentálními daty je potvrzena shoda kalibrovaných modelů s experimentem.

V poslední části této práce jsou s experimentem porovnávány výsledky různých výpočtových modelů používaných pro hodnocení únavové životnosti. Jedná se o 4 typy výpočtových modelů, které jsou charakterizovány úrovní MKP modelu a použitou konstrukční křivkou životnosti (*Tabulka 16*).

Tabulka 16: Typy výpočtových modelů

Označení modelu	MKP model	Konstrukční křivka životnosti
1	Elastický model materiálu	Morrow
2	Elastický model materiálu	Langer
3	Elasto – plastický model materiálu	Morrow

4	Elasto – plastický model materiálu	Langer
---	------------------------------------	--------

V případě výpočtových modelů, jejichž MKP model zahrnuje elasto – plastický model materiálu (3, 4) jsou použity kalibrované modely Chaboche z cyklických deformačních křivek a hysterezních smyček. Výsledkem výpočtového modelování je počet cyklů do iniciace porušení při dané hladině cyklického zatěžování. Celkem je vyšetřováno 10 výpočtových modelů při 15 hladinách deformačního zatížení.

Při použití elasto – plastického modelu materiálu v kombinaci s křivkou typu Morrow jsou v největší shodě s experimentem modely Chaboche s těmito parametry (Tabulka 17, Tabulka 18):

Tabulka 17: Parametry modelu Chaboche pro teplotu 23 °C

Pro teplotu 23 °C						
σ_k^0 [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]	γ_3 [-]
376,2	98342,33	329,30	10,00	0,36	2562,31	0

Oblast použitelnosti tohoto modelu je 10^2 až 10^4 cyklů. Nad touto oblastí dochází k nadhodnocení součásti (při použití $n_\sigma = 1$ a $n_N = 1$).

Tabulka 18: Parametry modelu Chaboche pro teplotu 350 °C

Pro teplotu 350 °C						
σ_k^0 [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]	γ_3 [-]
177	79867,26	633,25	6367,66	98,20	10	0

Oblast použitelnosti tohoto modelu je 10^2 až 10^5 cyklů s uvážením, že pro oblast mezi 10^3 a 10^4 model nadhodnocuje výsledek, a to až o 30 % (při použití $n_\sigma = 1$ a $n_N = 1$).

Oba uvedené modely materiálu jsou kalibrovány z hysterezních smyček. V případě kalibrace z cyklických křivek se modely chovají o poznání hůře. V ideálním případě by měl být model Chaboche aplikovatelný na celou vyšetřovanou oblast od 10^2 až po 10^5 cyklů s minimální odchylkou od experimentálních hodnot. Toho by mohlo být docíleno vytvořením optimalizační smyčky, která by na základě výsledků počtu cyklů upravovala parametry modelu Chaboche do stanovené přesnosti. Zároveň je tu možnost dalšího zpřesnění kalibrace samotné, při které by se daly výsledky ovlivnit např. přepočtem hysterezních smyček na skutečné hodnoty napětí a přetvoření.

Z porovnání výsledků výpočtového modelování s experimentem jsou vyvozeny tyto poznatky, které se vztahují k oblasti do 10^5 cyklů. Nad touto hodnotou nejsou potřebná experimentální data k vyvození závěrů.

- Výpočtový model s elastickým modelem materiálu hodnocený dle křivky typu Morrow poskytuje konzervativní výsledek v oblasti nízkocyklové únavy od 10^2 po

10^5 cyklů. Použitím tohoto výpočtového modelu je vzhledem k experimentu součást podhodnocena o zhruba 60 %.

- Výpočtový model s elasto – plastickým modelem materiálu poskytuje přesnější popis skutečného stavu a v případě, že je ideálně kalibrován dokáže snížit zmíněné 60 % podhodnocení elastického modelu. Ovšem je zde i riziko nadhodnocení.
- Při použití konstrukční křivky typu Langer je výsledek v oblasti do 10^3 cyklů konzervativnější než při použití křivky Morrow. V oblasti 10^3 až 10^5 cyklů je tomu právě naopak.

Uvedené poznatky se vztahují k výsledkům, u nichž jsou zanedbány součinitele bezpečnosti vůči deformaci n_σ a vůči počtu cyklů n_N . Při jejich zohlednění jsou výsledky všech typů výpočtových modelů na konzervativní straně od experimentu. Jejich aplikace tedy zaručuje vysokou bezpečnost součástí.

Nakonec je třeba dodat, že prezentované poznatky se vztahují pouze ke zkoumanému materiálu.

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

(ε_{ae})	amplituda redukovaného elastického přetvoření [-]
(σ)	redukované napětí [MPa]
(ε_{ap})	amplituda redukovaného plastického přetvoření [-]
(ε_{at})	amplituda redukovaného celkového přetvoření [-]
$[N_0]_i$	dovolený počet cyklů typu i [-]
ε_y^{max*}	aktuální hodnota maximálního přetvoření v ose y
ε_y^{min*}	aktuální hodnota minimálního přetvoření v ose y
C_i	parametr modelu Chaboche [MPa]
E_T	modul oblasti plastické deformace
F_{max}	maximální síla [N]
K'	koeficient cyklického zpevnění [MPa]
N_0	počet cyklů do iniciace defektu [-]
N_f	počet cyklů do lomu [-]
O_h	bod horní úvratě hysterezní smyčky
R^2	koeficient determinace
R_e	smluvní mez kluzu [MPa]
R_m	mez pevnosti [MPa]
T_ε	tenzor přetvoření [-]
T_σ	tenzor napětí [MPa]
e_c	substituent konstrukční křivky typu Langer [-]
l_0	báze extenzometru [mm]
m_e	exponent elastické složky přetvoření (rovnice typu Langer) [-]
n'	exponent cyklického zpevnění
n_N	součinitel bezpečnosti vůči počtu kmitů [-]
n_i	počet cyklů daného typu i [-]
n_{sub}	pořadové číslo subelementu
n_σ	součinitel bezpečnosti vůči deformaci [-]
r_e	poměr nejdelší strany elementu k nejkratší straně elementu
s'	vektor transformovaných souřadnic
u_{ay}	amplituda posuvu [mm]
γ_i	parametr modelu Chaboche
(ε)	redukované přetvoření [MPa]
ε_{ae}	amplituda elastického přetvoření [-]
ε_{ap}	amplituda plastického přetvoření [-]
ε_{at}	amplituda celkového přetvoření [-]
ε_{at}^*	aktuální hodnota amplitudy celkového přetvoření
ε_f	logaritmická tažnost [-]

ε_f'	součinitel únavové tažnosti [-]
ε_p^{max}	maximální hodnota plastického přetvoření [-]
ε_t^{max}	maximální hodnota plastického přetvoření cyklu [-]
ε_x	přetvoření v ose x
ε_y	přetvoření v ose y
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	hlavní napětí
σ_h	horní napětí cyklu [MPa]
σ_{FR}	lomová pevnost určená při statické tahové zkoušce [MPa]
σ_M	maximální napětí
σ_{M0}	maximální napětí prvního cyklu
σ_{Ms}	maximální napětí saturovaného cyklu
σ_{Pt}	mez pevnosti [MPa]
σ_a	amplituda napětí [MPa]
σ_c	mez únavy [MPa]
σ_f'	součinitel únavové pevnosti [MPa]
σ_k	mez kluzu [MPa]
σ_k^0	počáteční hodnota meze kluzu
σ_m	střední napětí [MPa]
σ_{max}	maximální hodnota napětí [MPa]
σ_{min}	minimální hodnota napětí [MPa]
σ_n	dolní napětí cyklu [MPa]
σ_{nom}	nominální napětí
σ^p	napětí na povrchu zkušebního tělesa
φ_s	komplexní součinitel snížení pevnosti při únavě [-]
$[N_0]$	dovolená hodnota počtu cyklů do iniciace defektu [-]
$[\sigma_{aF}]$	dovolená amplituda fiktivního napětí [MPa]
E	modul pružnosti v tahu [MPa]
Δl_a	amplituda posuvu extenzometru
$\Delta \varepsilon_p$	rozkmít plastického přetvoření
$\Delta \sigma$	rozkmít napětí [MPa]
A	konstanty Wöhlerovy křivky [MPa]
B	konstanty Wöhlerovy křivky [-]
D	kumulace poškození [-]
F	síla [N]
M	počet členů modelu Chaboche
N	počet cyklů
Q	plastický potenciál
R	parametr asymetrie cyklu (napět'ový součinitel) [-]
R	izotropní zpevnění [MPa]
S	plocha [mm ²]

T	matice transformace
Z	kontrakce materiálu určena při statické tahové zkoušce [%]
b	exponent únavové životnosti [-]
b	parametr modelu Voce
c	exponent únavové tažnosti [-]
c	spektrální matice
j	celkový počet typů zátěžných cyklů [-]
k	konstanta
m	exponent (rovnice typu Langer) [-]
p	akumulované plastické přetvoření
r	vektor posunutí
s	vektor počátečních souřadnic
t	čas [s]
u	modální matice
\mathbf{C}	pravý Cauchy – Greenův tenzor přetvoření
\mathbf{F}	deformační gradient
\mathbf{U}	pravostraný tenzor protažení
α	úhel natočení [rad]
λ	plastický multiplikátor
ξ	proměnná veličina vyjadřující historii zatěžování
α	kinematický tenzor zpevnění
σ	tenzor napětí

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK

CDK	cyklická deformační křivka
DIC	digitální korelace obrazu
Eperim.	experimentální
HS	hysterezní smyčka
MKP	metoda konečných prvků
NCÚ	nízkocyklová únava
NTD	normativně technická dokumentace
Optimal.	optimalizovaná, optimalizované
Poč.	počáteční
VVER	vodovodní energetický reaktor

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obrázek 2.1: S-N křivka – Oblasti únavové životnosti	3
Obrázek 2.2: Popis veličin zátěžového cyklu	4
Obrázek 2.3: Typy zátěžných cyklů	4
Obrázek 2.4: Cyklické zpevnění (a), změkčení (b) materiálu	6
Obrázek 2.5: Hysterezní smyčky pro tvrdé a měkké zatěžování	6
Obrázek 2.6: Znázornění Bauschingerova efektu při míjivém zatěžovacím cyklu ($R = 0$)	7
Obrázek 2.7: Znázornění Masingova chování [8]	7
Obrázek 2.8: Křivky únavové životnosti – nízkocyklová únava	8
Obrázek 3.1 Schéma postupu hodnocení nízkocyklové únavy	14
Obrázek 4.1: Geometrie hladkého zkušebního tělesa dle ČSN 42 0363 [6]	15
Obrázek 4.2: Vhodný povrch zkoumané součásti metodou DIC, rozměry jsou uvedeny v milimetrech [15]	16
Obrázek 4.3: Zkušební těleso s eliptickým vrubem, místo iniciace trhliny	17
Obrázek 4.4: Rozměry zkušebního tělesa s eliptickým vrubem	18
Obrázek 4.5: Schéma měřicí soustavy, zkouška při 23 °C	19
Obrázek 4.6: Hysterezní smyčka, počítání cyklů	20
Obrázek 4.7: Zkušební těleso s nástřikem stochastického vzoru	20
Obrázek 4.8: Body měřené na tělese metodou DIC, vykreslení v prostorových souřadnicích	22
Obrázek 4.9: Schéma procesu zpracování měřených dat	23
Obrázek 4.10: Síť z trojúhelníkových elementů vytvořená Delaunayho triangulací (vzorek 20A2)	24
Obrázek 4.11: Znázornění elementů (modré trojúhelníky) a subelementů (barevné pásy) na povrchu zkušebního tělesa	25
Obrázek 4.12: Průběh přetvoření subelementů v čase s vyznačeným subelementem v oblasti iniciace trhliny	25
Obrázek 4.13: Srovnání průběhu nominálního napětí a napětí na povrchu tělesa ve středu vrubu	26
Obrázek 4.14: Počet zmizelých elementů v průběhu zkoušky	27
Obrázek 4.15: Srovnání výsledků N_f určených dle různých metod	28
Obrázek 4.16: Procentuální rozdíl N_f použitých metod	28
Obrázek 4.17: Průběh osového přetvoření vzorku 20A2 (teplota 20 °C)	29
Obrázek 4.18: Průběh amplitudy celkového přetvoření po zanedbání vlivu středního přetvoření (zkušební těleso 20A2)	29
Obrázek 4.19: Závislost amplitudy celkového přetvoření ϵ_{at} , amplitudy elastického přetvoření ϵ_{ae} a amplitudy plastického přetvoření ϵ_{ap} na počtu cyklů do lomu N_f při teplotě 23 °C	31
Obrázek 4.20: Závislost amplitudy celkového přetvoření ϵ_{at} , amplitudy elastického přetvoření ϵ_{ae} a amplitudy plastického přetvoření ϵ_{ap} na počtu cyklů do lomu N_f při teplotě 350 °C	32
Obrázek 4.21: Cyklická deformační křivka austenitické oceli při teplotě 23 °C	33

Obrázek 4.22: Cyklická deformační křivka austenitické oceli při teplotě 350 °C	33
Obrázek 4.23: Tahové větve saturovaných hysterezních smyček přesunuté do počátku souřadného systému.....	34
Obrázek 4.24: Cyklická deformační křivka (CDK) a statická křivka (SK).....	35
Obrázek 4.25: Porovnání experimentálních bodů s historickými výsledky při teplotě 23 °C	35
Obrázek 4.26: Porovnání experimentálních bodů získaných měřením těles s historickými výsledky při teplotě 350 °C	36
Obrázek 5.1: Vývoj plochy plasticity při izotropním zpevnění	38
Obrázek 5.2: Vývoj plochy plasticity při kinematickém zpevnění	39
Obrázek 5.3: Deformačně napět'ová odezva bilineárního modelu materiálu [22]	40
Obrázek 5.4: Deformačně napět'ová odezva multilineárního modelu izotropního zpevnění [22]	40
Obrázek 5.5: Deformačně napět'ová odezva modelu izotropního zpevnění Voce.....	41
Obrázek 5.6: Závislost napětí na přetvoření bilineárního modelu kinematického zpevnění [22]	41
Obrázek 5.7: Závislost napětí na přetvoření multilineárního modelu kinematického zpevnění	42
Obrázek 5.8: Deformačně napět'ová odezva modelu kinematického zpevnění Chaboche ..	42
Obrázek 5.9: Grafická interpretace parametrů modelu Chaboche ($M = 3$) z plastické složky přetvoření cyklické deformační křivky	45
Obrázek 5.10: Kalibrace na plastickou složku přetvoření cyklické deformační křivky (23 °C) před a po optimalizaci.....	46
Obrázek 5.11: Grafická interpretace parametrů modelu Chaboche ($M = 3$) z plastické složky přetvoření hysterezní smyčky	47
Obrázek 5.12: Experimentální body tahové části hysterezních smyček proložené kalibrační funkcí (modely HS2A1, HS15D1)	48
Obrázek 5.13: Závislost izotropního zpevnění na akumulovaném plastickém přetvoření austenitické oceli.....	49
Obrázek 5.14: Saturovaná hysterezní smyčka proložená součtem kalibračních funkcí, model KOMBI3A5	51
Obrázek 5.15: Saturovaná hysterezní smyčka proložená součtem kalibračních funkcí, model KOMBI35D1.....	51
Obrázek 5.16: Geometrie, okrajové podmínky hladkého tělesa.....	53
Obrázek 5.17: Deformačně napět'ová odezva modelů kalibrovaných ze saturovaných hysterezních smyček.....	54
Obrázek 5.18: Deformačně napět'ová odezva modelů kalibrovaných z cyklických deformačních křivek (modely CDK23, CDK350)	55
Obrázek 5.19: Deformačně napět'ová odezva modelů kombinovaného zpevnění cyklů $N = 0, 1, Nf4, Nf2$ (KOMBI3A5, KOMBI35D1)	55
Obrázek 6.1: Okrajové podmínky a síť konečných prvků znázorněné na modelu geometrie zkušební vzorku s eliptickým vrubem	57

Obrázek 6.2: Porovnání vypočtených únavových bodů s experimentem pro elastický model materiálu při teplotě 23 °C	60
Obrázek 6.3: Porovnání vypočtených únavových bodů s experimentem pro elastický model materiálu při teplotě 350 °C	60
Obrázek 6.4: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Morrow s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 23 °C.....	61
Obrázek 6.5: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Langer s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 23 °C.....	62
Obrázek 6.6: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Morrow s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 350 °C.....	63
Obrázek 6.7: Porovnání vypočtených únavových bodů křivkou typu Langer s experimentem pro elasto – plastické modely materiálu při teplotě 350 °C.....	63
Obrázek 6.8: Konstrukční křivky životnosti s různými součiniteli bezpečnosti n_σ , n_N a experimentální data při teplotě 23 °C.....	64

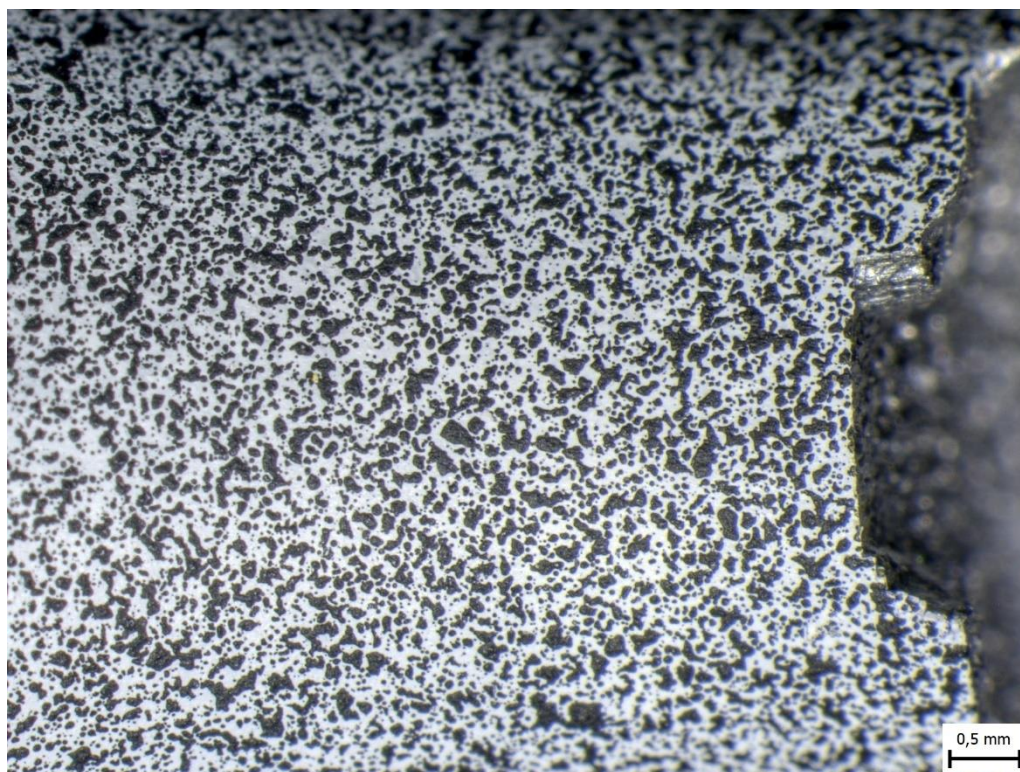
SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] ALBERT, W. A. J. "Über Treibseile am Harz". *Archiv für Mineralogie Geognosie Bergbau und Hüttenkunde*. 1838, (10), 215-234.
- [2] RŮŽIČKA, Milan. *Dynamická pevnost a životnost*. 1. vyd. Praha: České vysoké učení technické, 1987.
- [3] August Wöhler. In: *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2001 [cit. 2019-03-30]. Dostupné z: https://en.wikipedia.org/wiki/August_W%C3%B6hler
- [4] ONDRÁČEK, Emanuel. *Mechanika těles: pružnost a pevnost II*. Vyd. 4., přeprac., V Akademickém nakladatelství CERM 2. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006. ISBN 8021432608.
- [5] VLK, Miloš. *Dynamická pevnost a životnost*. 2., přeprac. vyd. Brno: Vysoké učení technické, 1992.
- [6] *Zkouška únavy kovů: Metodika zkoušení*. 1986.
- [7] NTD ASI-V-2016. *Normativně technická dokumentace A.S.I. Sekce V: Zkoušky materiálů*. Praha: Asociace strojních inženýrů, 2016.
- [8] HALAMA, Radim. *Experimentální poznatky a fenomenologické modelování cyklické plasticity kovů*. Ostrava, 2009. Habilitační práce. VŠB.
- [9] VEJVODA, Stanislav. *Metodika hodnocení konstrukcí na únavu při opakovaném zatěžování*. Brno: Vítkovice ÚAM Brno, 1996.
- [10] KUJAWSKI, Daniel. A deviatoric version of the SWT parameter. *International Journal of Fatigue* [online]. 2014, **67**, 95-102 [cit. 2019-04-06]. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2013.12.002. ISSN 01421123. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112313003435>
- [11] NTD ASI-III-2016. *Normativně technická dokumentace A.S.I. Sekce III: Hodnocení pevnosti zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER*. Praha: Asociace strojních inženýrů, 2016.
- [12] NEUBER, H. Über die Berücksichtigung der Spannungs - konzentration bei Festigkeitsberechnung. *Konstruktion*. 1968, **20**(7), 245-251.
- [13] ASTM E 606 - 92. *Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing*. West Conshohocken (Pensylvania, USA): American Society for Testing and Materials, 1998.
- [14] MCCORMICK, Nick a Jerry LORD. Digital Image Correlation. *Materials Today* [online]. Elsevier Ltd, 2010, **13**(12), 52-54 [cit. 2019-04-13]. DOI: 10.1016/S1369-7021(10)70235-2. ISSN 1369-7021. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com.ezproxy.lib.vutbr.cz/science/article/pii/S1369702110702352#fig1>

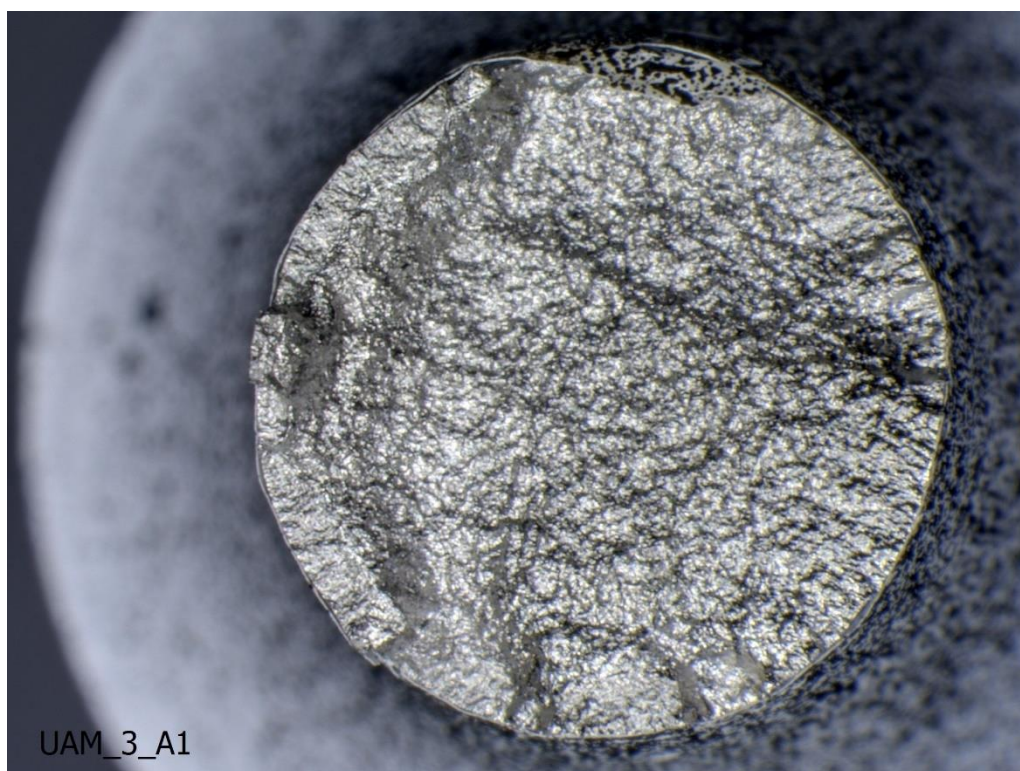
- [15] BORNERT, M., F. HILD, J. ORTEU a S. ROUX. *Digital Image Correlation. Full-Field Measurements and Identification in Solid Mechanics*. London: John Wiley and Sons, 2012, s. 157-190. DOI: 10.1002/9781118578469.ch6. ISBN 9781848212947.
- [16] NTD ASI-II-2016. *Normativně technická dokumentace A.S.I. Sekce II: Charakteristiky materiálů pro zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER*. Praha: Asociace strojních inženýrů, 2016.
- [17] Únava materiálů. *Ústav fyziky materiálů AV ČR* [online]. Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, b.r. [cit. 2019-04-16]. Dostupné z: <https://www.ipm.cz/laboratore/unava-materialu/>
- [18] MARTÍŠEK, Dalibor. *Matematické principy grafických systémů*. Brno: Litera, 2002. ISBN 80-85763-19-2.
- [19] JANEČKA, Karel a Jan PACINA. 1. Delaunayho triangulace: Kapitola 8. Triangulace. *Výukové materiály k předmětu KMA/UGI* [online]. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, b.r. [cit. 2019-04-28]. Dostupné z: <https://kgm.zcu.cz/studium/ugi/cviceni/ch08s01.html>
- [20] Finite strain theory. In: *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2001-2019 [cit. 2019-04-29]. Dostupné z: https://en.wikipedia.org/wiki/Finite_strain_theory#Polar_decomposition_of_the_deformation_gradient_tensor
- [21] PETRUŠKA, Jindřich, Stanislav HOLÝ, Miroslav ŠPANIEL a Jitka JÁGROVÁ. *MKP v nelineárních úlohách mechaniky těles: Podklady k přednáškám a samostudiu*. Brno, 2009.
- [22] *Ansys 19.2 Release: Help documentation*. 2019.
- [23] VOCE, E. The relationship between stress and strain for homogeneous deformations. *Journal of the Institute of Metals*. 1948, (74), 537-562.
- [24] CHABOCHE, J.L. Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*. 1989, (5), 247-302.
- [25] FREDERICK, C.O. a P.J. ARMSTRONG. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. *Materials at High Temperatures* [online]. Taylor & Francis, 2007, **24**(1), 1-26 [cit. 2019-05-03]. DOI: 10.1179/096034007X207589. ISSN 0960-3409.
- [26] BARI, Shafiqul a Tasnim HASSAN. Anatomy of coupled constitutive models for ratcheting simulation. *International Journal of Plasticity* [online]. 2000, **16**(3-4), 381-409 [cit. 2019-05-06]. DOI: 10.1016/S0749-6419(99)00059-5. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0749641999000595>

PŘÍLOHY

Kontrola nástřiku zkušebních těles



Obrázek A: Zachovalý nástřík na povrchu zkušebního tělesa 20A2



Obrázek B: Porucha nástřiku, nedostatečná adheze barvy k povrchu tělesa

Data z měření NCÚ

Tabulka 19: Data z měření při teplotě 20 °C

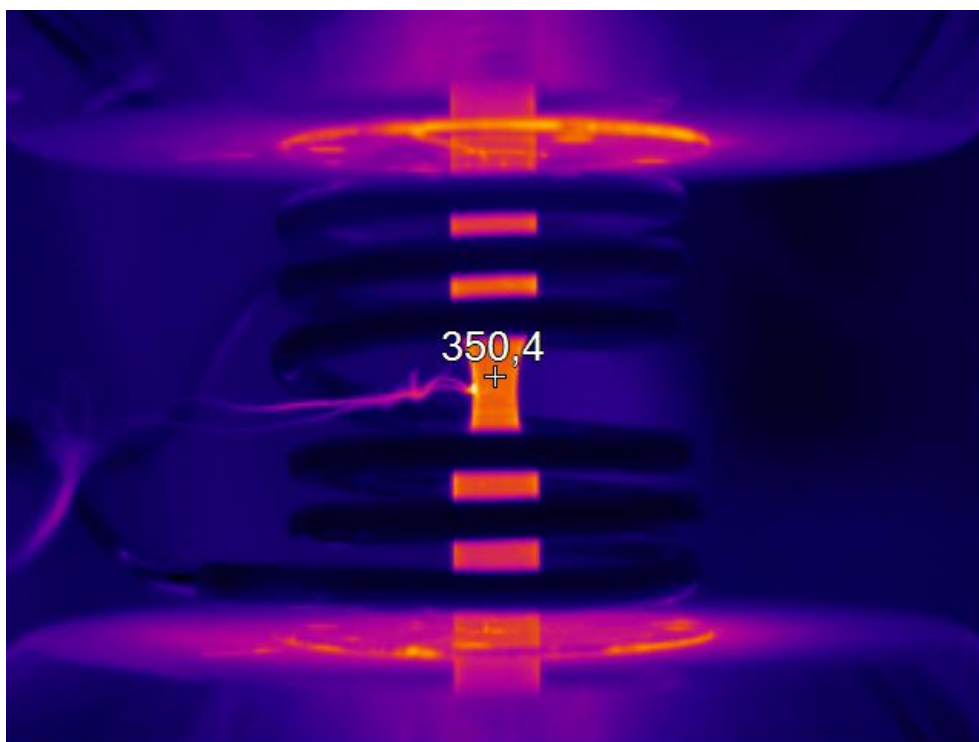
Číslo vzorku	Označení vzorku	Teplota [°C]	ϵ_{at} [%]	ϵ_{ae} [%]	ϵ_{ap} [%]	N_f [-]	σ_a [MPa]
1	35A3	20	4.41	0.50	3.91	61	781.71
2	30A6	20	3.11	0.51	2.60	87	798.42
3	30A5	20	2.96	0.52	2.44	92	802.02
4	30A4	20	1.97	0.45	1.52	168	704.75
5	35A1	20	1.90	0.46	1.45	168	710.21
6	40A1	20	1.89	0.48	1.41	172	739.71
7	40A2	20	2.00	0.47	1.53	173	729.66
8	35A2	20	1.88	0.47	1.41	208	731.33
9	30A2	20	1.87	0.47	1.39	232	735.38
10	30A3	20	1.64	0.47	1.17	238	735.42
11	20A1	20	1.28	0.44	0.84	406	677.71
12	20A2	20	1.23	0.44	0.79	463	682.42
13	15A3	20	1.07	0.40	0.67	736	625.91
14	15A2	20	0.93	0.41	0.52	812	634.17
15	10A2	20	0.66	0.36	0.29	1529	561.82
16	10A1	20	0.70	0.36	0.34	1801	563.15
17	075A2	20	0.50	0.29	0.20	2815	452.34
18	075A1	20	0.48	0.33	0.16	5338	507.50
19	05A2	20	0.33	0.26	0.07	46277	406.86
20	05A1	20	0.32	0.27	0.05	47497	413.53

Tabulka 20: Data z měření při teplotě 350 °C

Číslo vzorku	Označení vzorku	Teplota [°C]	ϵ_{at} [%]	ϵ_{ae} [%]	ϵ_{ap} [%]	N_f [-]	σ_a [MPa]
1	35D1	350	3.75	0.26	3.49	88	453.87
2	35D2	350	3.65	0.26	3.39	91	458.49
3	30D1	350	2.46	0.24	2.23	162	415.35
4	30D2	350	2.41	0.23	2.18	185	408.90
5	20D2	350	1.97	0.22	1.75	284	392.87
6	20D3	350	1.96	0.21	1.75	336	375.51
7	15D1	350	1.65	0.22	1.43	437	385.18
8	10D1	350	1.48	0.21	1.27	499	375.38
9	075D2	350	1.09	0.20	0.89	837	347.93
10	075D1	350	1.08	0.20	0.89	901	341.33
11	075D4	350	0.63	0.17	0.46	1585	295.68
12	075D3	350	0.72	0.18	0.55	2017	308.99
13	05D2	350	0.49	0.15	0.35	5753	257.47
14	05D3	350	0.48	0.17	0.31	6980	292.18
15	05D4	350	0.33	0.14	0.19	65646	249.83

Kontrola teploty

Kontrola teploty při zkouškách při 350 °C pomocí termokamery.



Obrázek C: Snímek z termokamery testovacího zkušebního tělesa

Přepočtové polynomy

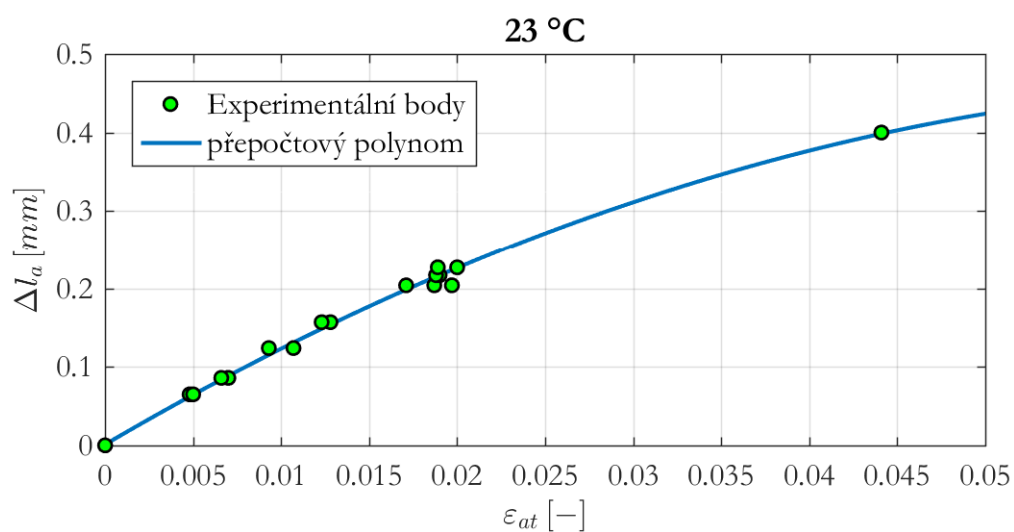
Přepočtové polynomy jsou určeny pro přepočet požadovaného přetvoření v místě iniciace na amplitudu posuvu extenzometru o bázi $l_0 = 25$ mm.

Vztah pro teplotu 23 °C:

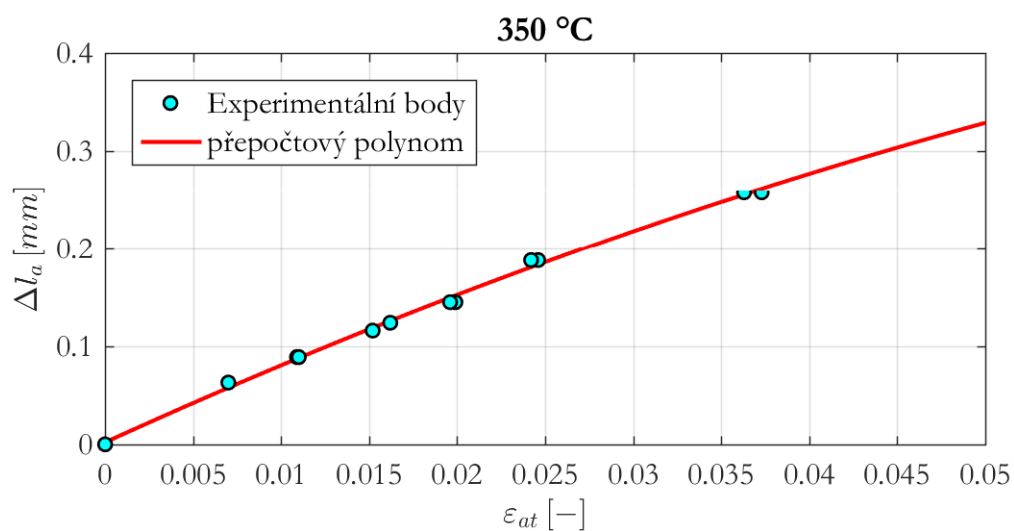
$$\Delta l_a = -93,699 \times \varepsilon_{at}^2 + 13,142 \times \varepsilon_{at} + 0,0011$$

Vztah pro teplotu 350 °C:

$$\Delta l_a = -32,983 \times \varepsilon_{at}^2 + 8,168 \times \varepsilon_{at} + 0,002$$



Obrázek D: Přepočtový polynom pro 23 °C



Obrázek E: Přepočtový polynom pro 350 °C

Porovnání výsledků hodnocení nízkocyklové únavy s experimentem

Tabulka 21: Odchyly výpočtových modelů od experimentálních dat (23 °C)

Teplota 23 °C								
Posuv u_{ay} [mm]	0,04	0,071	0,113	0,153	0,1945	0,233	0,274	0,306
Experiment Nf [-]	57932	4007	891	408	236	162	117	94
Odchyly od experimentu								
Označení modelu	Konstrukční křivka typu Morrow							
Elastický model	2 %	69 %	70 %	72 %	73 %	75 %	76 %	77 %
CDK23	-56 %	-27 %	14 %	22 %	26 %	29 %	31 %	31 %
HS2A2	-56 %	-13 %	-1 %	14 %	27 %	33 %	37 %	38 %
HS3A2	-56 %	-26 %	-9 %	12 %	27 %	34 %	39 %	41 %
HS3A5	-56 %	-21 %	-14 %	-1 %	13 %	24 %	31 %	34 %
Označení modelu	Konstrukční křivka typu Langer							
Elastický model	-318 %	40 %	74 %	85 %	90 %	93 %	95 %	97 %
CDK23	-568 %	-80 %	22 %	45 %	56 %	63 %	68 %	70 %
HS2A1	-568 %	-56 %	4 %	37 %	56 %	66 %	72 %	74 %
HS3A2	-568 %	-78 %	-5 %	36 %	57 %	67 %	73 %	76 %
HS3A5	-568 %	-70 %	-12 %	22 %	46 %	59 %	68 %	72 %

Tabulka 22: Odchyly výpočtových modelů od experimentálních dat (350 °C)

Teplota 350 °C							
Posuv u_{ay} [mm]	0,03	0,0434	0,063	0,089	0,116	0,143	0,186
Experiment Nf	30020	6558	2145	893	483	305	175
Odchyly od experimentu							
Označení modelu	Konstrukční křivka typu Morrow						
Elastický model	62 %	60 %	65 %	72 %	76 %	80 %	84 %
CDK23	12 %	-19 %	-27 %	-33 %	-39 %	-44 %	-50 %
HS2A2	2 %	-28 %	-33 %	-24 %	-15 %	-9 %	-4 %
HS3A2	0 %	-29 %	-29 %	-16 %	-7 %	-3 %	1 %
HS3A5	-25 %	-59 %	-57 %	-39 %	-25 %	-17 %	-9 %
Označení modelu	Konstrukční křivka typu Langer						
Elastický model	34 %	66 %	82 %	89 %	93 %	95 %	97 %
CDK23	-15 %	-3 %	19 %	32 %	39 %	43 %	48 %
HS2A1	-34 %	-14 %	14 %	38 %	52 %	60 %	67 %
HS3A2	-38 %	-14 %	17 %	43 %	56 %	63 %	69 %
HS3A5	-86 %	-52 %	-6 %	28 %	46 %	56 %	65 %